

UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE
Faculté de génie
Département de génie civil

Étude en deux dimensions de l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier structural

Mémoire de maîtrise
Spécialité : génie civil

Ousphea SIN

Jury : Charles-Philippe LAMARCHE (directeur de recherche)
Dominique LEFEBVRE (rapporteur)
Nathalie ROY

Je dédie ce travail :

à ma mère Kang Kimmeang et à mon
père Sam Chhengleang

et en mémoire de ma grande-mère Hor
Lorng et de mon grand-père Sam Sin.

RÉSUMÉ

L'évaluation de la résistance probable des éléments dissipatifs d'énergie sismique lors du dimensionnement parasismique des charpentes d'acier au Canada repose sur la limite élastique probable de l'acier. Les taux de déformation élevés dans les éléments dissipatifs au cours d'un tremblement de terre ont pour effet d'augmenter la limite élastique de l'acier dans ces éléments. Le comportement dynamique de l'acier étudié par le biais d'essais uniaxiaux conventionnels ne permettent pas nécessairement de valider le comportement d'un élément dissipateur d'énergie sismique pouvant être sollicité selon deux dimensions. Les cadres contreventés excentriques, où le lien ductile subi des déformations biaxiales par les effets combinés du cisaillement et de la flexion en est un exemple.

Le projet de recherche présenté dans ce mémoire de maîtrise vise à évaluer l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier structural de grade 350W lors de sollicitations impliquant un état planaire de contrainte. La conception d'une éprouvette cruciforme optimale en acier basée sur des recommandations proposés dans la littérature et sur des analyses par éléments finis a été effectuée. Six essais de traction uniaxiaux et quatre essais de traction équibiaxiaux sur éprouvettes cruciformes ont été réalisés à différents taux de déformation entre 10^{-4} sec^{-1} et 2.4 sec^{-1} . Durant ces essais, les déformations moyennes à travers la partie centrale des éprouvettes ont été mesurées par un système de potentiomètre conçu dans le cadre de ce projet. Quatre essais biaxiaux sur éprouvettes cruciformes selon des rapports de déformation distincts ont également été réalisés à un taux de déformation quasi-statique. Chaque essai a été simulé numériquement à l'aide d'un modèle éléments finis dans lequel la limite élastique a été calibrée afin de reproduire le comportement observé lors des essais. Le critère d'écoulement plastique de Von Mises ainsi qu'une formulation d'écrouissage non-linéaire ont été adoptés lors des analyses numériques. Les modèles calibrés ont permis de déterminer la limite élastique dynamique observée lors de chaque essai.

Les résultats des analyses confirment que la limite élastique de l'acier augmente en fonction du taux effectif de déformation. Sept lois de prédiction de la limite élastique de l'acier ont été étudiées. Trois lois ont permis de représenter la limite élastique dynamique de l'acier testé dans la plage des taux de déformation étudiée. La loi qui semble la mieux adaptée à être implémentée dans un logiciel de modélisation a été identifiée. La loi de Drysdale et Zak utilisé dans le logiciel ADINA ne permet pas d'évaluer correctement le comportement dynamique observé lors des essais impliquant un taux élevé de déformation. Une étude numérique préliminaire sur le lien ductile est également présentée dans ce mémoire.

Mots-clés : essai de traction biaxial, taux de déformation, acier structural, analyse par éléments finis, éprouvette cruciforme, logiciel ADINA, loi constitutive

REMERCIEMENTS

Je tiens à adresser mes sincères remerciements à mon directeur de recherche, professeur Charles-Philippe Lamarche qui m’a apporté ses conseils, son soutien financier et notamment ses nombreux encouragements afin que ce projet de recherche se réalise avec succès. Je remercie professeurs Dominique Lefebvre et Nathalie Roy d’avoir accepté d’être membres de jury.

Je dois souligner l’excellent soutien technique à messieurs Claude Aubé et Raphaël Prévost, les techniciens très dévoués sans qui la partie expérimentale de cette étude n’aurait pas pu être effectuée. Je remercie également monsieur Marc Demers pour son explication sur un fonctionnement particulier de la presse cruciforme. J’aimerais ensuite remercier monsieur Alex Loignon pour m’avoir aidé à effectuer l’acquisition des données lors des essais préliminaires.

Je remercie également le Centre de calcul scientifique de l’Université de Sherbrooke, Calcul Québec et Calcul Canada pour les ressources informatiques de haute performance nécessaires à la réalisation du projet. Plus particulièrement, je tiens à remercier monsieur Huizhong Lu, analyste en calcul scientifique, pour son assistance technique et l’installation du logiciel ADINA sur le super-ordinateur Mammouth Parallèle 2.

La réussite de ce projet me fait penser à exprimer ma gratitude envers mon ancienne professeure de français, madame Phay Pisey, pour m’avoir inspiré à donner le meilleur de moi-même en tout temps et pour m’avoir donné l’envie d’apprendre le français, ce qui me permet de réaliser toutes mes ambitions académiques à ce jour.

Je tiens ensuite à remercier tous mes amis pour leur soutien et leurs encouragements constants qui m’ont permis de finir ma maîtrise. En particulier, mes remerciements vont à Davith et Pheap, à Sam et Chanthan, à mes meilleurs amis de baccalauréat Mohamed et Mario ainsi qu’à mes meilleurs colocataires Fatima et Mouawad.

Je souhaite remercier également tout le monde dans les familles Kang, Khauv et Puth pour l’accueil très chaleureux qui m’a été réservé à chaque fois que je venais à Montréal pour me détendre durant mes études. Dans le même sens, je remercie ma cousine Theary à Bromont.

Dernièrement, j’adresse mes remerciements très particuliers aux membres de ma famille, mes sœurs Sokmean et Sreynoch, mon frère Tola ainsi que ma meilleure cousine Dalis, qui ont été d’un grand appui indéfectible durant mes études. À mes parents et spécialement ma mère, je vous remercie pour vos efforts démesurés investis dans mon éducation, ce qui est le plus beau cadeau que vous m’avez offert.

TABLE DES MATIÈRES

1	INTRODUCTION	1
1.1	Conception parasismique au Canada et problématique	1
1.2	Pourquoi une étude en deux dimensions ?	4
1.3	Définition et objectifs du projet de recherche	4
1.4	Méthodologie	5
1.4.1	Volet expérimental	6
1.4.2	Volet analytique	6
1.5	Organisation du mémoire	7
2	REVUE DE LITTÉRATURE	9
2.1	Taux de déformation lors d'un violent séisme	9
2.2	Effet du taux de déformation sur les propriétés mécaniques de l'acier . . .	14
2.3	Essai de traction biaxial	20
2.3.1	Introduction	20
2.3.2	Dispositifs de traction biaxiale	22
2.3.3	Éprouvettes cruciformes	24
2.3.4	Calcul des contraintes dans les éprouvettes cruciformes	29
3	DESCRIPTION DES MODÈLES CONSTITUTIFS	33
3.1	Généralité	33
3.2	Critère d'écoulement plastique	35
3.3	Théorie incrémentale	38
3.4	Formulation d'écrouissage	41
3.4.1	Écrouissage isotrope	41
3.4.2	Écrouissage cinématique	42
3.5	Modèle dépendant du taux de déformation	44
3.6	Conclusion	48
4	DESCRIPTION DU TRAVAIL EXPÉRIMENTAL	49
4.1	Conception de l'éprouvette cruciforme	49
4.2	Montage expérimental	60
4.2.1	Appareil de traction biaxiale	60
4.2.2	Potentiomètre linéaire	63
4.3	Matériau étudié	67
4.4	Procédure d'essai sur éprouvettes cruciformes	68
5	DESCRIPTION DU TRAVAIL DE MODÉLISATION	71
5.1	Méthodologie de calibration des modèles numériques	71
5.2	Méthode de modélisation	72
5.3	Définition du modèle	75
5.3.1	Géométrie	75

5.3.2	Conditions aux limites et chargement	76
5.3.3	Éléments	79
5.3.4	Matériaux	80
5.3.5	Maillage	83
6	PRÉSENTATION DES RÉSULTATS	87
6.1	Plan de présentation des résultats	87
6.2	Résultats des essais quasi-statiques	90
6.2.1	Essai CU1 et modèle M-CU1	90
6.2.2	Essai CU2 et modèle M-CU2	93
6.2.3	Essai CB1 et modèle M-CB1	95
6.2.4	Essai CB5 et modèle M-CB5	99
6.2.5	Essai CB6 et modèle M-CB6	102
6.2.6	Essai CB7 et modèle M-CB7	104
6.2.7	Essai CB8 et modèle M-CB8	107
6.3	Résultats des essais dynamiques	109
6.3.1	Essai CU3 et modèle M-CU3	110
6.3.2	Essai CU4 et modèle M-CU4	111
6.3.3	Essai CU5 et modèle M-CU5	113
6.3.4	Essai CU6 et modèle M-CU6	115
6.3.5	Essai CB2 et modèle M-CB2	117
6.3.6	Essai CB3 et modèle M-CB3	120
6.3.7	Essai CB4 et modèle M-CB4	124
6.4	Résumé des résultats	127
6.5	Détermination de la limite élastique dynamique en fonction du taux de déformation	132
6.6	Résultats des modèles numériques prenant en compte l'effet du taux de déformation	139
6.6.1	Modèles M-CU3-D et M-CU3-S	140
6.6.2	Modèles M-CU4-D et M-CU4-S	140
6.6.3	Modèles M-CU5-D et M-CU5-S	142
6.6.4	Modèles M-CU6-D et M-CU6-S	142
6.6.5	Modèles M-CB2-D et M-CB2-S	143
6.6.6	Modèles M-CB3-D et M-CB3-S	143
6.6.7	Modèles M-CB4-D et M-CB4-S	145
6.6.8	Synthèse des résultats	147
7	MODÉLISATION SOUS CHARGES CYCLIQUES	149
7.1	Étude expérimentale sur le lien ductile par Okazaki et al.	149
7.2	Méthode de modélisation	151
7.3	Définition du modèle	152
7.3.1	Géométrie	152
7.3.2	Conditions aux limites et chargement	153
7.3.3	Matériaux	155
7.3.4	Éléments	155

7.3.5	Maillage	156
7.4	Résultats obtenus	156
8	CONCLUSION	159
A	RÉSULTATS SUPPLÉMENTAIRES	163
A.1	Essai CU2 et modèle M-CU2	164
A.2	Essai CB1 et modèle M-CB1	165
A.3	Essai CB5 et modèle M-CB5	167
A.4	Essai CB6 et modèle M-CB6	169
A.5	Essai CB7 et modèle M-CB7	171
A.6	Essai CB8 et modèle M-CB8	173
A.7	Essai CU3 et modèle M-CU3	175
A.8	Essai CU4 et modèle M-CU4	176
A.9	Essai CU5 et modèle M-CU5	177
A.10	Essai CU6 et modèle M-CU6	178
A.11	Essai CB2 et modèle M-CB2	179
A.12	Essai CB3 et modèle M-CB3	181
A.13	Essai CB4 et modèle M-CB4	183
	LISTE DES RÉFÉRENCES	185

LISTE DES FIGURES

1.1	Structure élastique et structure inélastique lors d'un séisme	1
1.2	Limite élastique de l'acier en fonction du taux de déformation [Gioncu, 2000b]	2
1.3	Effet du taux de déformation sur le comportement de l'acier doux : (a) courbes contrainte-déformation ; (b) courbe contrainte-taux moyen de déformation [Manjoine, 1944]	3
2.1	Système à un degré de liberté et mécanisme de flambement considéré lors d'un chargement sismique [Gioncu, 2000a]	10
2.2	Montage expérimental de la connexion poutre-colonne effectué par Uang et Bondad [Uang et Bondad, 1996]	12
2.3	Historique du taux de déformation dans la poutre obtenu par Uang et Bondad [Uang et Bondad, 1996]	13
2.4	Historique du taux de déformation dans la poutre obtenu par Suita et al. [Suita et al., 1998]	14
2.5	Effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier structural [Lamarche et Tremblay, 2011]	18
2.6	Effet du taux de déformation sur limite élastique de l'acier micro-allié (a) courbe normalisée de limite élastique ; (b) comparaison entre les résultats expérimentaux et les prédictions par l'équation 2.20 [Paul et al., 2014] . . .	19
2.7	Essais avec chargement biaxial : (a) essai sur éprouvette tubulaire ; (b) essai de gonflement hydrostatique ; (c) essai sur éprouvette cruciforme	21
2.8	Dispositif d'essai biaxiaux à l'Université de Sherbrooke (a) dessin technique ; (b) appareil de test [Makinde et al., 1992]	23
2.9	(a) Dispositif d'essais biaxiaux à l'Université de Bruxelles [Lecompte et al., 2007] ; (b) dispositifs d'essais biaxiaux à l'Université de Tokyo [Kuwabara et al., 1998]	23
2.10	Dispositif de traction biaxiale à l'Université de Poitiers [Makinde, 1986] . .	24
2.11	Trois type d'éprouvette cruciforme proposés par Ohtake et al. [Ohtake et al., 1999]	25
2.12	Éprouvettes cruciformes proposées par Makinde et al. : (a) pour essai à petite déformation ; (b) pour essai à grande déformation [Makinde et al., 1992]	26
2.13	Éprouvette cruciforme utilisée par Green et al. [Green et al., 2004]	27
2.14	(a) Éprouvette cruciforme utilisée par Muller et Pohlandt [Müller et Pöhlandt, 1996] ; (b) éprouvette cruciforme utilisée par Naka et al. [Naka et al., 2008]	28
2.15	(a) Éprouvette cruciforme utilisée par Kuwabara et al. [Kuwabara et al., 1998] ; (b) éprouvette cruciforme utilisée par Merklein et al. [Merklein et al., 2008]	28
2.16	Éprouvettes cruciformes utilisées par Gozzi [Gozzi, 2004]	29
2.17	État de contrainte (a) état de contrainte axial ; (b) état planaire de contrainte	30

3.1	Formulation d'un problème selon la mécanique des milieux continus (adapté de [Gozzi, 2004])	33
3.2	Courbes contrainte-déformation : (a) courbes pour l'acier micro-allié en fonction du taux de déformation [Paul <i>et al.</i> , 2014]; (b) courbe idéalisée de l'acier	34
3.3	Critères d'écoulement plastique de Von Mises et de Tresca dans le plan des contraintes principales (σ_1, σ_2)	38
3.4	Schéma illustrant différentes possibilités de chargement associées à un incrément de contrainte σ_{ij} (adapté de [Teaca, 2009])	40
3.5	Évolution de la surface d'écoulement selon l'écrouissage isotrope [Gozzi, 2004]	42
3.6	Illustration des lois d'écrouissage usuelles : (a) comportement élastique parfaitement plastique; (b) écrouissage linéaire; (c) écrouissage non-linéaire	42
3.7	Évolution de la surface d'écoulement selon l'écrouissage cinématique [Gozzi, 2004]	43
3.8	Schéma illustrant l'effet du taux de déformation sur la courbe contrainte-déformation (adapté de [Paul <i>et al.</i> , 2014])	45
4.1	Géométrie de l'éprouvette cruciforme utilisée	52
4.2	Représentation du modèle analysé dans ADINA avec le chargement appliqué	53
4.3	Définition de l'acier par le modèle bilinéaire dans ADINA (a) paramètres de base (en unité SI); (b) paramètres liés à l'effet du taux de déformation	55
4.4	Effet du taux de déformation sur la limite élastique F_y (adapté de [Lamarche <i>et Tremblay</i> , 2011])	56
4.5	Schéma montrant la position x/L	56
4.6	Niveau d'uniformité de la déformation à l'intérieur de la zone centrale de l'éprouvette cruciforme adoptée	58
4.7	Niveau d'uniformité de la contrainte à l'intérieur de la zone centrale de l'éprouvette cruciforme adoptée	58
4.8	Niveau d'uniformité du taux de déformation à l'intérieur de la zone centrale de l'éprouvette cruciforme adoptée	59
4.9	Répartition des contraintes dans l'éprouvette lorsqu'elle est soumise à un chargement dynamique en déformations planes : (a) contrainte effective; (b) contrainte de cisaillement	59
4.10	Appareil de traction biaxiale	61
4.11	Résultats de l'essai préliminaire de traction uniaxiale sur éprouvette cruciforme (a) courbe force-temps; (b) courbes déformation-temps	64
4.12	Déformation au centre de l'éprouvette mesurée par les jauges de déformation lors de l'essai préliminaire	66
4.13	Montage du potentiomètre linéaire sur l'éprouvette cruciforme	66
4.14	Vue en coupe du montage du potentiomètre	67
5.1	Définition des degrés de liberté permis dans le logiciel ADINA	73
5.2	Type d'analyse choisi dans le logiciel ADINA	74
5.3	Formulation cinématique dans le logiciel ADINA	74

5.4	Méthode de solution à l'aide du logiciel ADINA (a) solveur choisi; (b) modèle d'itération choisi	75
5.5	Représentation de la géométrie de l'éprouvette cruciforme à partir du logiciel ADINA	75
5.6	Conditions aux limites et chargement imposés à l'éprouvette cruciforme modélisée : (a) pour essais biaxiaux; (b) pour essais uniaxiaux	77
5.7	Illustration du chargement sur l'éprouvette cruciforme à partir du logiciel ADINA	77
5.8	Définition des déplacements unitaires dans le logiciel ADINA : (a) en X; (b) en Y	78
5.9	Exemple d'une fonction de temps dans le logiciel ADINA	78
5.10	Illustration des courbes contrainte-déformation à partir du logiciel ADINA : (a) modèle M-CU1; (b) modèle M-CB1	82
5.11	Représentation du maillage de l'éprouvette cruciforme : (a) pour essais uniaxiaux; (b) pour essais biaxiaux	85
6.1	Illustration des nœuds servant à calculer la force dans l'éprouvette dans le modèle numérique ADINA	88
6.2	Illustration des nœuds servant à calculer le déplacement de la partie centrale de l'éprouvette dans le modèle numérique ADINA	89
6.3	Courbes de force obtenues lors de l'essai CU1 et par le modèle M-CU1 . . .	91
6.4	Courbes obtenues lors de l'essai CU1 et par le modèle M-CU1 : (a) évolution de la force; (b) évolution de la rigidité tangentielle	92
6.5	Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CU1 et le modèle M-CU1 : (a) pour toute la durée de l'essai; (b) correspondant au domaine plastique	93
6.6	Courbes obtenues lors l'essai CU2 et par le modèle M-CU2 : (a) évolution de la force; (b) évolution de la rigidité tangentielle	94
6.7	Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CU2 et le modèle M-CU2	95
6.8	Courbes de force obtenues lors de l'essai CB1 et par le modèle M-CB1 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale	96
6.9	Évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette d'après l'essai CB1 et le modèle M-CB1 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . .	97
6.10	Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CB1 et le modèle M-CB1 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . .	98
6.11	Courbes de force obtenues lors de l'essai CB5 et par le modèle M-CB5 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale	100
6.12	Évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette d'après l'essai CB5 et le modèle M-CB5 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . .	101
6.13	Courbes de force obtenues lors de l'essai CB6 et par le modèle M-CB6 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale	102
6.14	Évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette d'après l'essai CB6 et le modèle M-CB6 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . .	103

6.15	Courbes de force obtenues lors de l'essai CB7 et par le modèle M-CB7 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale	105
6.16	Évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette d'après l'essai CB7 et le modèle M-CB7 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . .	106
6.17	Courbes de force obtenues lors de l'essai CB8 et par le modèle M-CB8 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale	107
6.18	Évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette d'après l'essai CB8 et le modèle M-CB8 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . .	108
6.19	Courbes obtenues lors l'essai CU3 et par le modèle M-CU3 : (a) évolution de la force; (b) évolution de la rigidité tangentielle	110
6.20	Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CU3 et le modèle M-CU3	111
6.21	Courbes obtenues lors l'essai CU4 et par le modèle M-CU4 : (a) évolution de la force; (b) évolution de la rigidité tangentielle	112
6.22	Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CU4 et le modèle M-CU4	113
6.23	Courbes obtenues lors de l'essai CU5 et par le modèle M-CU5 : (a) évolution de la force; (b) évolution de la rigidité tangentielle	114
6.24	Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CU5 et le modèle M-CU5	115
6.25	Courbes obtenues lors de l'essai CU6 et par le modèle M-CU6 : (a) évolution de la force; (b) évolution de la rigidité tangentielle	116
6.26	Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CU6 et le modèle M-CU6	117
6.27	Courbes de force obtenues lors de l'essai CB2 et par le modèle M-CB2 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale	118
6.28	Évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette d'après l'essai CB2 et le modèle M-CB2 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . .	119
6.29	Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CB2 et le modèle M-CB2 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . .	120
6.30	Courbes de force obtenues lors de l'essai CB3 et par le modèle M-CB3 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale	121
6.31	Évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette d'après l'essai CB3 et le modèle M-CB3 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . .	122
6.32	Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CB3 et le modèle M-CB3 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . .	123
6.33	Courbes de force obtenues lors de l'essai CB4 et par le modèle M-CB4 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale	125
6.34	Évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette d'après l'essai CB4 et le modèle M-CB4 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . .	126
6.35	Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CB4 et le modèle M-CB4 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . .	127
6.36	Déformation plastique effective au centre de l'éprouvette cruciforme en fonction du temps évaluée à l'aide du modèle numérique correspondant à : (a) l'essai CU6; (b) l'essai CB4	133

6.37	Augmentation de la limite élastique de l'acier en fonction du taux effectif de déformation plastique selon sept équations de prédiction dans lesquelles les paramètres originaux ont été ajustés	138
6.38	Effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier	139
6.39	Paramètres de la dépendance au taux de déformation dans le logiciel ADINA pour les modèles selon la nomenclature M-AA#-D	140
6.40	Courbes de force-déplacement obtenues lors de l'essai CU3 et par les modèles M-CU3-D et M-CU3-S	141
6.41	Courbes de force-déplacement obtenues lors de l'essai CU4 et par les modèles M-CU4-D et M-CU4-S	141
6.42	Courbes de force-déplacement obtenues lors de l'essai CU5 et par les modèles M-CU5-D et M-CU5-S	142
6.43	Courbes de force-déplacement obtenues lors de l'essai CU6 et par les modèles M-CU6-D et M-CU6-S	143
6.44	Courbes de force-déplacement obtenues lors de l'essai CB2 et par les modèles M-CB2-D et M-CB2-S : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale	144
6.45	Courbes de force-déplacement obtenues lors de l'essai CB3 et par les modèles M-CB3-D et M-CB3-S : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale	145
6.46	Courbes de force-déplacement obtenues lors de l'essai CB4 et par les modèles M-CB4-D et M-CB4-S : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale	146
7.1	Cadres à contreventement excentrique : (a) unique, (b) à chevron et (c) à chevron inversé [Popov et Engelhardt, 1988]	150
7.2	Montage expérimental dans l'étude de liens ductiles effectuée par Okazaki et al. [Okazaki <i>et al.</i> , 2005]	151
7.3	Illustration du modèle <i>OpenSees</i> de Koboevic et al. d'un CCE montrant aussi la modélisation du lien ductile [Koboevic <i>et al.</i> , 2012]	152
7.4	Courbes de réponse du lien ductile pour le spécimen 4C [Okazaki <i>et al.</i> , 2005] : (a) courbe expérimentale ; (b) résultats des modèles de Koboevic et al. utilisant le modèle de matériau multi-linéaire et le modèle Steel02 de <i>OpenSees</i> [Koboevic <i>et al.</i> , 2012]	153
7.5	Section transversale du lien 4C [Okazaki <i>et al.</i> , 2005]	153
7.6	Représentation de la géométrie du lien 4C à partir du logiciel ADINA	154
7.7	Conditions aux limites dans le modèle du lien 4C (vue de côté de la géométrie présentée à la figure 7.6)	154
7.8	Illustration du chargement sur le lien 4C à partir du logiciel ADINA	154
7.9	Représentation du maillage du lien 4C à partir du logiciel ADINA	156
7.10	Comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats du modèle numérique sur le lien ductile 4C	156
A.1	Courbes de force obtenues par l'essai CU2 et par le modèle M-CU2	164
A.2	Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CU2 et le modèle M-CU2 pour toute la durée de l'essai	164
A.3	Courbes de force obtenues par l'essai CB1 et par le modèle M-CB1 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale	165

A.4	Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CB1 et par le modèle M-CB1 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . . .	166
A.5	Courbes de force obtenues par l'essai CB5 et par le modèle M-CB5 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale	167
A.6	Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CB5 et par le modèle M-CB5 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . . .	168
A.7	Courbes de force obtenues par l'essai CB6 et par le modèle M-CB6 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale	169
A.8	Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CB6 et par le modèle M-CB6 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . . .	170
A.9	Courbes de force obtenues par l'essai CB7 et par le modèle M-CB7 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale	171
A.10	Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CB7 et par le modèle M-CB7 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . . .	172
A.11	Courbes de force obtenues par l'essai CB8 et par le modèle M-CB8 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale	173
A.12	Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CB8 et par le modèle M-CB8 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . . .	174
A.13	Courbes de force obtenues par l'essai CU3 et par le modèle M-CU3	175
A.14	Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CU3 et le modèle M-CU3 pour toute la durée de l'essai	175
A.15	Courbes de force obtenues par l'essai CU4 et par le modèle M-CU4	176
A.16	Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CU4 et le modèle M-CU4 pour toute la durée de l'essai	176
A.17	Courbes de force obtenues par l'essai CU5 et par le modèle M-CU5	177
A.18	Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CU5 et le modèle M-CU5 pour toute la durée de l'essai	177
A.19	Courbes de force obtenues par l'essai CU6 et par le modèle M-CU6	178
A.20	Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CU6 et le modèle M-CU6 pour toute la durée de l'essai	178
A.21	Courbes de force obtenues par l'essai CB2 et par le modèle M-CB2 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale	179
A.22	Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CB2 et par le modèle M-CB2 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . . .	180
A.23	Courbes de force obtenues par l'essai CB3 et par le modèle M-CB3 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale	181
A.24	Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CB3 et par le modèle M-CB3 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . . .	182
A.25	Courbes de force obtenues par l'essai CB4 et par le modèle M-CB4 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale	183
A.26	Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CB4 et par le modèle M-CB4 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale . . .	184

LISTE DES TABLEAUX

1.1	Programme d'essai de traction biaxial	6
2.1	Valeur des paramètres dans l'équation proposée par Rao et al. [Rao <i>et al.</i> , 1966]	16
2.2	Valeur des paramètres dans l'équation proposée par Pan et al. [Pan <i>et al.</i> , 2001]	18
4.1	Liste des essais pour la caractérisation de l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier	69
4.2	Liste des essais biaxiaux à un taux de déformation quasi-statique	69
5.1	Détails des matériaux multilinéaires pour la zone plastique (voir section 5.3.3)	83
5.2	Détails des matériaux élastiques pour la zone élastique (voir section 5.3.3) dans des modèles qui simulent essais uniaxiaux	83
5.3	Détails des matériaux élastiques pour les zones élastiques (voir section 5.3.3) dans des modèles qui simulent des essais biaxiaux	84
6.1	Forces de plastification évaluées lors des sollicitations uniaxiales et équi-biaxiales à différents taux de déformation	128
6.2	Erreur relative de la force de plastification entre les modèles numériques et les essais expérimentaux	128
6.3	Vitesses de déplacement plastique de la partie centrale évaluées pour des sollicitations uniaxiales et équilibiaxiales à différents taux de déformation . .	130
6.4	Erreur relative de vitesse de déplacement plastique entre le modèle de simulation et l'essai expérimental	130
6.5	Forces de plastification évaluées lors des sollicitations biaxiales à un taux de déformation quasi-statique de 10^{-4} sec^{-1}	131
6.6	Erreur relative de force de plastification entre le modèle de simulation et l'essai expérimental pour les spécimens au tableau 6.5	131
6.7	Taux effectifs de déformation plastique au centre de l'éprouvette obtenus dans les modèles numériques correspondant aux essais dynamiques	134
6.8	Taux effectifs de déformation plastique au centre de l'éprouvette ($\dot{\epsilon}_e^p$ centre) et taux effectifs moyens de déformation plastique ($\dot{\bar{\epsilon}}_e^p$) pour les sollicitations dynamiques	135
6.9	Limite élastique et taux de déformation évalués à l'aide des modèles numériques correspondant aux essais dynamiques	136
A.1	Liste des essais pour la caractérisation de l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier	163
A.2	Liste des essais biaxiaux à un taux de déformation quasi-statique	163

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

1.1 Conception parasismique au Canada et problématique

Le chapitre 27 de la norme CSA S16 [CAN/CSA-S16, 2014] encadre la conception parasismique des charpentes d'acier au Canada. L'approche adoptée dans cette norme est basée sur le principe de dimensionnement à la capacité. D'après cette méthode, une structure peut être dimensionnée pour une force sismique réduite par un coefficient de réduction des charges R au lieu de dimensionner pour résister élastiquement à l'effort de cisaillement sismique V_E (figure 1.1). Par conséquent, il est impératif de choisir préalablement un système de résistance aux forces sismiques (SRFS) permettant de dissiper l'énergie sismique injectée par déformations plastiques. En même temps, les autres éléments structuraux, appelés éléments protégés, doivent assurer la descente intégrale des charges entre le SRFS et la fondation. Afin de respecter ce mécanisme de plastification lors d'un séisme, les éléments protégés doivent être conçus en fonction de la résistance probable du SRFS. Ceci requiert une bonne connaissance de la limite élastique probable de l'acier.

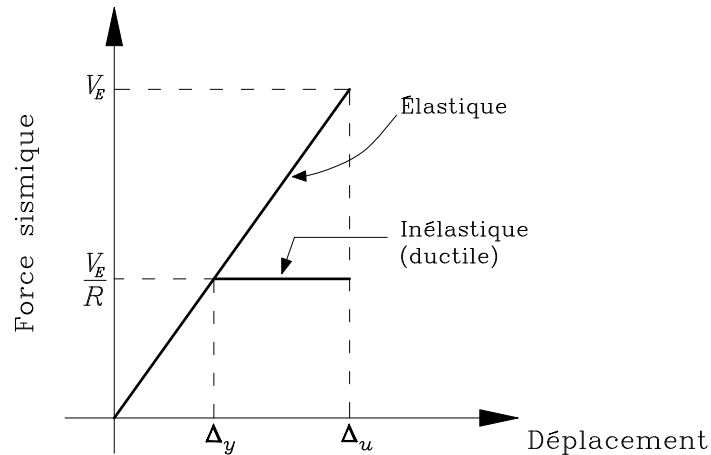


Figure 1.1 Structure élastique et structure inélastique lors d'un séisme

À cet égard, la clause 27.1.7 de la norme CSA S16 établit un coefficient R_y devant être multiplié à la limite élastique de l'acier F_y afin de mieux évaluer la résistance probable des composantes ductiles du SRFS. Ce facteur, toujours supérieur à 1.0, représente une

demande additionnelle de force sur les éléments protégés lors du dimensionnement de ceux-ci. Par exemple, le coefficient R_y d'une valeur d'environ 1.31 est imposé à toutes les sections HSS ayant une limite élastique nominale de 350 MPa à partir de l'édition 2009 de la norme CSA S16 [Tremblay *et al.*, 2010]. Cette révision est grâce aux études effectuées par Schmidt et Barlett [Schmidt et Bartlett, 2002] ainsi que Liu *et al.* [Liu *et al.*, 2007] qui associent l'augmentation de la limite élastique probable de l'acier aux changements apportés à l'industrie canadienne de production des profilés en acier tels que la méthode de production, la qualité des matériaux et les procédures de contrôle de la qualité.

Des taux de déformation qui sont susceptibles d'être élevés au cours d'un tremblement de terre ont aussi pour effet d'augmenter la limite élastique de l'acier. Gioncu a démontré qu'un taux de déformation de l'ordre de 10^{-1} à 10^1 sec^{-1} peut être développé dans des structures multi-étagés en acier lors d'un tremblement de terre [Gioncu, 2000b]. Cette plage du taux de déformation est représentée par la surface hachurée à la figure 1.2 qui dénote l'augmentation de la limite élastique affecté par le taux de déformation (F_{ys}) par rapport à la limite élastique quasi-statique (F_y) selon différentes estimations. D'après la même figure 1.2, le taux de déformation induit par un séisme a pour effet d'augmenter la limite élastique de 20 % à 40 % approximativement si la courbe numéro 3 présentant une augmentation modeste parmi les 6 estimations est considérée. L'excédent de résistance du SRFS dû à l'augmentation de la limite élastique causée par l'effet du taux de déformation n'est pas pris en compte par la norme actuelle [Bhowmick *et al.*, 2009] et peut s'avérer problématique en surchargeant des éléments protégés lors de la plastification des éléments ductiles. Par conséquent, le dimensionnement pourrait se trouver sur le côté non conservateur dû au fait

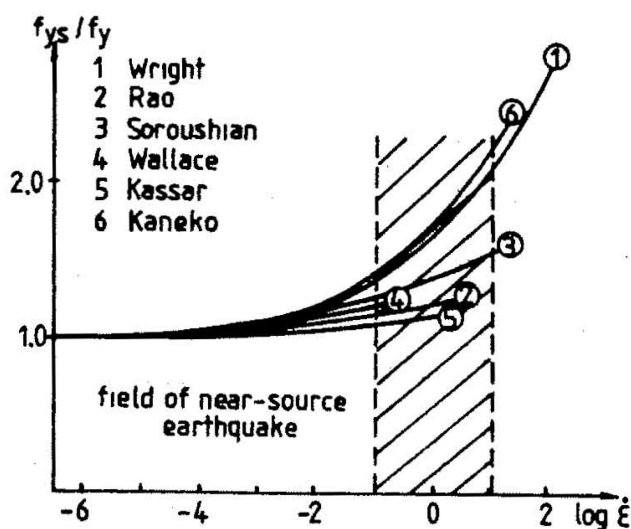


Figure 1.2 Limite élastique de l'acier en fonction du taux de déformation [Gioncu, 2000b]

que les éléments protégés peuvent être sous-dimensionnés si l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier n'est pas pris en compte.

D'ailleurs, découlant du principe de dimensionnement à la capacité, il est attendu à ce que les structures soumises à des chargements sismiques sévères se déforment de façon ductile afin de prévenir l'effondrement ou de permettre une évacuation sécuritaire. La ductilité dans les matériaux utilisés lors d'un dimensionnement à la capacité est alors une propriété mécanique la plus importante. Pour l'acier, cette propriété intrinsèque peut être altérée par les conditions de chargement. En fait, la limite élastique F_y et la résistance ultime F_u de l'acier sont directement affectées par le taux de déformation. Les études antérieures ont montré sans équivoque que la limite élastique et la résistance ultime augmentent avec le taux de déformation [Davis, 1938; Manjoine, 1944; Rao *et al.*, 1966; Gioncu, 2000b], un phénomène que l'on peut constater sur les figures 1.3a et 1.3b. Cependant, l'augmentation de la limite élastique est plus importante que celle de la résistance ultime pour des taux très élevés de déformation. Par conséquent, le rapport de F_y/F_u augmente rapidement dans la plage contenant des taux élevés de déformation, ce qui limite la capacité d'une structure à manifester un comportement ductile lors d'un événement induisant des taux élevés de déformation dans les éléments structuraux, voire même l'apparition des modes de rupture fragile [Gioncu, 2000b]. Il est donc très important de bien comprendre le comportement dynamique de l'acier, et surtout l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier structural.

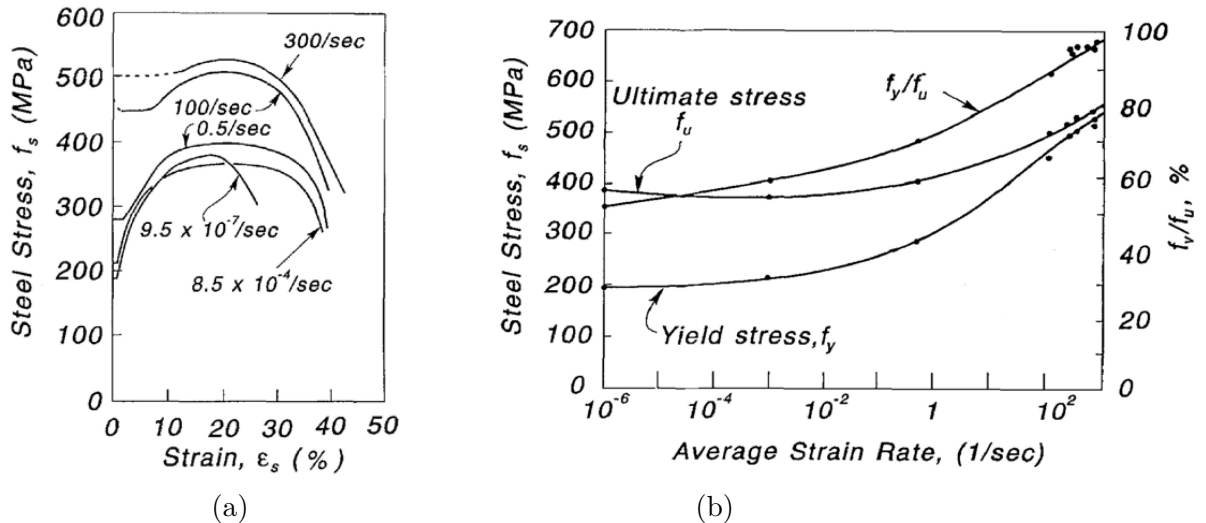


Figure 1.3 Effet du taux de déformation sur le comportement de l'acier doux : (a) courbes contrainte-déformation ; (b) courbe contrainte-taux moyen de déformation [Manjoine, 1944]

1.2 Pourquoi une étude en deux dimensions ?

De nos jours, des analyses complexes de structure peuvent être effectuées à l'aide de logiciels de calcul par éléments finis. Cela est rendu possible grâce à des avancées majeures dans le domaine des ordinateurs à haute performance et des méthodes de simulation numériques des structures durant les deux dernières décennies. En génie parasismique, de telles analyses, surtout dans le domaine plastique, sont souvent réalisées dans le but de comprendre le comportement inélastique des structures soumises à des chargements sismiques, ce qui permet d'effectuer de meilleurs dimensionnements. Cependant, lorsqu'il est nécessaire d'effectuer des analyses plastiques en tenant compte notamment de l'effet du taux de déformation sur le comportement d'une structure, il est actuellement très difficile de trouver un modèle mathématique de matériau permettant d'obtenir une simulation très fidèle du comportement réel. Le choix d'un modèle constitutif d'un matériau composant une structure analysée s'avère donc primordial dans une modélisation.

À cet effet, des caractérisations expérimentales de matériaux sont nécessaires afin de s'assurer que le modèle de comportement utilisé lors des analyses décrit adéquatement le comportement réel du matériau pour une multitude de conditions de chargement complexes. Pour les structures en béton armé, les armatures en acier agissent en compression ou en traction. Ainsi, il est suffisant de réaliser des essais de caractérisation de façon unidimensionnelle afin de déterminer l'effet du taux de déformation sur les propriétés mécaniques de l'acier [Filiatrault et Holleran, 2001]. Toutefois, les éléments ductiles dans certaines structures en acier sont sollicités de façon bidirectionnelle. Par exemple, la plastification dans les cadres à contreventements excentriques (CCE) peut se produire sous l'action simultanée d'efforts de flexion et de cisaillement [Mastrandrea et Piluso, 2009], ce qui constitue un état bidirectionnel de contrainte pour lequel la limite élastique de l'acier est susceptible d'augmenter lors d'un chargement dynamique. De ce fait, il est donc essentiel d'évaluer correctement la limite élastique dynamique sous un état planaire de contrainte.

1.3 Définition et objectifs du projet de recherche

Définition du projet de recherche

À ce jour, plusieurs équations permettant de quantifier l'effet du taux de déformation sur la limite élastique ont été proposées et vérifiées avec des résultats provenant des essais de traction uniaxiaux. Or, quand vient le temps de décrire le comportement dynamique de

l'acier structural soumis à un état planaire de contrainte, aucune donnée n'est disponible, ce qui ne permet pas de vérifier si les équations proposées dans la littérature sont toujours adéquates pour représenter le comportement réel de l'acier. Ce projet de recherche de maîtrise s'intéresse à l'influence du taux de déformation en deux dimensions sur l'amorce de plastification de l'acier structural. Le projet portera sur des études expérimentales et numériques sur le comportement non linéaire de l'acier structural soumis à des sollicitations biaxiales dont les vitesses de chargement simulent différents taux de déformation induits par des séismes. Le travail expérimental en traction biaxiale permettra d'obtenir les contraintes de plastification de l'acier sollicité sous un état planaire de contrainte.

Objectifs du projet de recherche

L'objectif global du projet de recherche est de développer des méthodes expérimentale et numérique permettant de caractériser l'effet en deux dimensions du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier structural. Le projet comporte aussi quatre objectifs spécifiques qui sont :

- concevoir une éprouvette cruciforme optimale en acier structural pour effectuer des essais de traction biaxiaux ;
- effectuer les essais de traction biaxiaux avec différents taux de déformation contenus dans la plage des taux de déformation induits par des séismes ;
- calculer les contraintes dans des éprouvettes soumises à l'état planaire de contrainte en vue de déterminer la limite élastique de l'acier affecté par le taux de déformation ;
- proposer un modèle constitutif permettant de décrire le comportement non linéaire de l'acier qui tient compte du taux de déformation pouvant se produire lors des séismes.

1.4 Méthodologie

La méthodologie considérée pour mener l'étude est divisée en deux volets, soit le volet expérimental concernant la réalisation des essais de traction biaxiaux et le volet analytique comprenant des simulations numériques de ces essais.

1.4.1 Volet expérimental

Dans un premier temps, la revue des méthodes expérimentales déjà utilisées dans le passé pour effectuer des essais en chargement biaxial est effectuée. La prochaine étape consiste à effectuer la conception d'une éprouvette cruciforme optimale en acier structural. La conception est basée en partie sur des recommandations proposées par Makinde et al. [Makinde *et al.*, 1992]. En fait, ces recommandations permettront de déterminer la géométrie et les dimensions préliminaires de l'éprouvette. L'éprouvette sera ensuite validée à l'aide des analyses par la méthode des éléments finis avec le logiciel ADINA afin de s'assurer de son bon fonctionnement. Une fois l'éprouvette conçue, il faut trouver dans la littérature, le niveau de taux de déformation qui est susceptible d'être développé dans les structures lors des séismes. Ensuite, des essais uniaxiaux et biaxiaux sur éprouvettes cruciformes seront effectués au laboratoire des structures à l'aide du dispositif de traction biaxiale développé par Makinde et al [Makinde *et al.*, 1992]. Le programme d'essai anticipé est présenté au tableau 1.1.

Tableau 1.1 Programme d'essai de traction biaxial

Matériau :	Acier CSA G40.21 350W
Type de sollicitation :	Contrôle en déplacement
Taux de déformation axiaux considérés :	10^{-4} à 2 sec^{-1}

1.4.2 Volet analytique

Dans le volet analytique, les résultats expérimentaux seront analysés. Lors des essais, les efforts générées dans les bras de l'éprouvette en réponse aux déplacements imposés par les vérins hydrauliques ainsi que les déplacements dans la partie centrale sont mesurés. Normalement, les contraintes dans la zone centrale de l'éprouvette doivent être calculées à partir des forces mesurées. Or, il est très difficile d'évaluer analytiquement la force traversant le centre d'éprouvette à cause de sa forme. En effet, il n'est pas exact de calculer la contrainte en divisant simplement la force par l'aire transversale au centre.

Pour calculer les contraintes, il faut recourir à une approche analytique proposée par Green et al. [Green *et al.*, 2004] où chaque essai sur éprouvette cruciforme est simulé numériquement à l'aide d'un logiciel de calcul par éléments finis. À partir du modèle numérique de simulation, les forces dans chaque bras de l'éprouvette ainsi que les déplacements de la partie centrale de l'éprouvette sont calculés. Ces forces et ces déplacements calculés seront ensuite comparés aux forces et aux déplacements mesurés lors des essais. Lorsque les résultats du modèle numérique coïncident avec les résultats expérimentaux, les contraintes

et les déformations obtenues par ce modèle numérique représentent les contraintes et les déformations réelles à travers l'éprouvette. Connaissant les contraintes que subit l'acier lors de plastification à différents taux de déformation, il est possible de quantifier, selon les fonctions existantes dans la littérature, la variation de limite élastique de l'acier en fonction des taux de déformation considérés.

1.5 Organisation du mémoire

Ce mémoire est composé de huit chapitres :

- le premier chapitre expose la nécessité d'entreprendre cette étude ainsi que la définition et les objectifs du projet ;
- le deuxième chapitre présente la revue de littérature sur les travaux de recherche antérieurs portant sur la plage des taux de déformation anticipés lors d'un séisme ainsi que les méthodes expérimentales utilisées lors d'essais biaxiaux. Une revue des équations permettant de quantifier l'effet du taux de déformation sur la limite élastique est aussi présentée dans ce chapitre ;
- le troisième chapitre décrit les modèles constitutifs de matériau incluant l'effet du taux de déformation nécessaires pour des analyses numériques ;
- le quatrième chapitre présente la description du travail expérimental effectué dans le cadre de ce projet. Ce travail couvre la conception d'une éprouvette cruciforme optimale, la description des dispositifs expérimentaux ainsi que la procédure d'essai sur les éprouvettes cruciformes ;
- le cinquième chapitre porte sur le logiciel ADINA et expose tous les détails en rapport avec les simulations numériques des essais biaxiaux afin de pouvoir traiter les résultats expérimentaux ;
- le sixième chapitre présente la comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques dans le but de quantifier la variation de limite élastique en fonction du taux de déformation. Ce chapitre présente également les résultats des modèles numériques intégrant l'effet du taux de déformation ;
- le septième chapitre présente la modélisation d'un lien ductile soumis à un chargement cyclique en utilisant le modèle constitutif formulé lors de l'analyse des essais impliquant un état planaire de contrainte.
- le huitième chapitre présente les conclusions du projet de recherche.

CHAPITRE 2

REVUE DE LITTÉRATURE

Ce chapitre est consacré à une revue bibliographique sur des recherches et des travaux antérieurs qui sont en lien avec le présent travail tant au niveau théorique qu’au niveau expérimental. Trois principales parties composent le chapitre. La plage des taux de déformation que l’on s’attend à voir apparaître dans les éléments structuraux durant un tremblement de terre est d’abord présentée. Ensuite, les études antérieures sur l’effet du taux de déformation sur les propriétés mécaniques de l’acier sont abordées. Différentes équations proposées dans la littérature afin de quantifier l’augmentation de la limite élastique en fonction du taux de déformation sont aussi présentées. La dernière section est consacrée principalement à la revue des essais sur éprouvettes cruciformes.

2.1 Taux de déformation lors d’un violent séisme

Afin de pouvoir évaluer l’effet du taux de déformation sur la limite élastique de l’acier utilisé dans un dimensionnement parasismique, il est important de connaître les niveaux de taux de déformation susceptibles de se développer dans les éléments structuraux en acier lors des séismes de différentes intensités. Ces niveaux de taux de déformation permettront de déterminer la plage de taux de déformation à imposer dans le programme expérimental.

À la suite des séismes majeurs de Northridge et de Kobé, Gioncu [Gioncu, 2000a] a démontré à l’aide d’une méthode analytique que le taux de déformation dans un élément structural varie en fonction de la vitesse de mouvement du sol lors d’un tremblement de terre. Selon cette étude, la caractéristique principale d’un chargement sismique au niveau du sol est la vitesse alors qu’au niveau de la structure, c’est le taux de déformation. Une relation entre ces deux valeurs a été proposée. Gioncu a considéré un système à un degré de liberté présenté à la figure 2.1 pour effectuer ses calculs. En négligeant l’effet de l’amortissement sur les déformations plastiques, les déplacements latéraux du mode fondamental lors de plastification s’exprime par l’équation 2.1 [Gioncu, 1995].

$$z_p = v_g \left(t - \frac{\sin \frac{2\pi t}{T_g}}{\frac{2\pi}{T_g}} \right) + z_0 \quad (2.1)$$

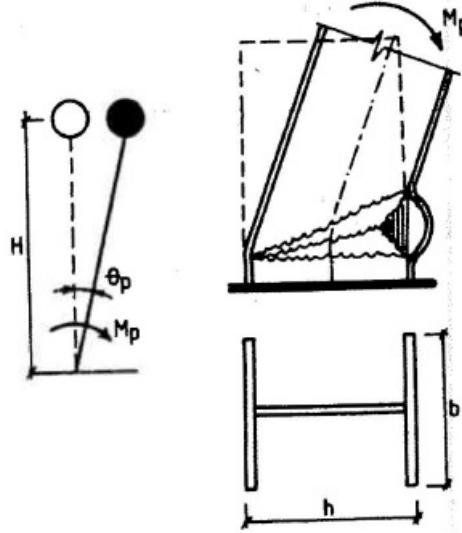


Figure 2.1 Système à un degré de liberté et mécanisme de flambement considéré lors d'un chargement sismique [Gioncu, 2000a]

où v_g et T_g représentent la vitesse et la période naturelle de vibration de mouvement du sol ; t est le temps mesuré à partir du moment de formation du rotule plastique and z_0 est le déplacement du système au temps $t = 0$. En divisant l'équation 2.1 par la hauteur H et en dérivant la fonction obtenue par rapport au temps t , on obtient la vitesse de rotation du système $\dot{\theta}_p$.

$$\dot{\theta}_p = \frac{v_g}{H} \left(1 - \cos \frac{2\pi t}{T_g} \right) \quad (2.2)$$

Si l'on considère une rotule plastique à la base d'une longueur égale à la largeur de semelle b d'une section en I (figure 2.1), la vitesse de déplacement latéral à la hauteur de la rotule plastique est obtenue en multipliant l'équation 2.2 par b . Connaissant la vitesse de déplacement latéral à la hauteur du rotule plastique, le taux de déformation de la semelle en flambement d'un profilé en I est donné par l'équation 2.3.

$$\dot{\epsilon} = v_g \frac{b}{h} \frac{1}{H} \left(1 - \cos \frac{2\pi t}{T_g} \right) \quad (2.3)$$

Le taux de déformation maximum est atteint lorsque $t = T_g/2$ et est exprimé par l'équation 2.4.

$$\dot{\epsilon} = 2v_g \frac{b}{h} \frac{1}{H} \quad (2.4)$$

Selon l'équation 2.4, le taux de déformation dans un élément structural dépend directement de la vitesse de mouvement du sol, des dimensions de la section et de la distribution spatiale de masse. Il est à noter que les ondes sismiques près de l'épicentre génèrent des

vitesses élevées de mouvement du sol comme dans le cas des séismes de Northridge et de Kobé. Ainsi, les structures construites proches de l'épicentre d'un séisme sont susceptibles de développer des taux de déformation élevés dans les éléments structuraux. Dans l'équation 2.4, lorsque l'on considère $b \approx h$ et $H = 4$ m, une hauteur typique d'étage dans un bâtiment, des taux de déformation importants peuvent varier de $2 \times 10^{-1} \text{ sec}^{-1}$ à 2 sec^{-1} pour des vitesses modérées et élevées de mouvements de sol v_g variant de 40 cm/sec et 400 cm/sec. Ces taux de déformation peuvent même augmenter de 10^{-1} sec^{-1} à 10 sec^{-1} si l'on considère des structures à plusieurs degrés de liberté ayant la masse identique sur chaque étage et un mécanisme de plastification sur tous les poteaux du premier étage.

Wakabayashi et al. [Wakabayashi *et al.*, 1980] ont examiné expérimentalement les relations contrainte - déformation du béton et de l'acier soumis aux taux élevés de déformation qui seraient imposées à des structures lors d'un tremblement de terre afin d'effectuer une étude sur l'effet du chargement dynamique sur le comportement des poutres en béton armé, . Sur les éprouvettes en acier, ces chercheurs ont réalisé des essais de traction uniaxiaux sur 16 barres rondes et 16 barres crénelées, ayant toutes un diamètre de 13 mm. Les taux de déformation considérés dans ces essais sont de $5 \times 10^{-3} \text{ sec}^{-1}$, $5 \times 10^{-1} \text{ sec}^{-1}$, 5 sec^{-1} et 10 sec^{-1} . Ce sont des taux de déformation qui ont été jugés comme étant des valeurs probables à apparaître dans des éléments structuraux en acier durant un tremblement de terre.

En 1984, Wakabayashi et al. [Wakabayashi *et al.*, 1984] ont effectué une analyse dynamique sur des cadres rigides en acier d'un seul étage dans le but d'étudier le niveau du taux de déformation maximum qui serait attendu dans ce type de structure au cours d'un tremblement de terre. Le cadre en acier étudié possède un diaphragme rigide ainsi que quatre colonnes ayant une section en I et une longueur de 4 m. La charge axiale dans les colonnes est maintenue à 25% de la capacité axiale de la colonne. Afin d'examiner le taux de déformation à la section critique des membrures, les colonnes sont divisées en un certain nombre de segments de fibre ayant un comportement élastoplastique. Finalement, l'analyse consiste à soumettre les cadres ayant des périodes naturelles de vibration de 0.5 sec et 1.0 sec à des accélérogrammes sous forme d'ondes harmoniques possédant différentes périodes et amplitudes. Il est à noter que les accélérogrammes utilisés dans l'analyse de la structure ayant une période de 0.5 sec ont des caractéristiques différentes de ceux utilisés dans l'analyse de la structure ayant une période de 1.0 sec. Le taux d'amortissement considéré dans toutes les analyses est de 2%. Des conclusions importantes suivantes sont tirées :

- les taux de déformation observés dans une structure sont fortement liés à sa période naturelle de vibration et au niveau de plastification de cette structure. Pour une structure ayant la même période de vibration, plus la ductilité structurale de la structure augmente, plus le taux de déformation à la section critique est élevé ;
- le taux maximum de déformation à la section critique des membrures est au moins $2 \times 10^{-1} \text{ sec}^{-1}$ dans le cas d'une structure ayant une période naturelle de 0.5 sec.

Dowrick [Dowrick, 2009] a fait aussi le lien entre le taux de déformation engendré par un chargement sismique et la période de vibration d'une structure. Selon lui, de faibles taux de déformation de l'ordre de 10^{-3} sec^{-1} sont souvent observés lors des essais de traction simple sur l'acier pour caractériser le matériau surtout pour obtenir sa limite élastique. Il s'agit donc d'un taux de déformation quasi-statique. Or, le taux maximum de déformation dans les structures d'acier ayant une courte période fondamentale de vibration peut être au-delà de 1 sec^{-1} lorsque celles-ci sont soumises à des sollicitations sismiques, ce qui cause une augmentation de la limite élastique de l'acier de l'ordre de 30% par rapport à sa valeur à la condition de chargement quasi-statique.

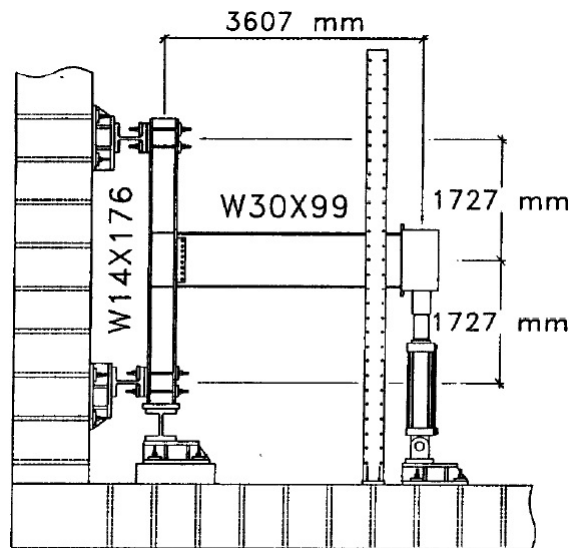


Figure 2.2 Montage expérimental de la connexion poutre-colonne effectué par Uang et Bondad [Uang et Bondad, 1996]

À la suite de la découverte des ruptures fragiles sur des connexions dans les cadres résistants aux moments lors du tremblement de terre de Northridge, Uang et Bondad [Uang et Bondad, 1996] ont démontré qu'il est nécessaire d'étudier l'effet du taux de déformation causé par un séisme sur le comportement de ces connexions à dissiper l'énergie sismique. Les chercheurs ont aussi soulevé des doutes sur la pertinence d'utiliser les résultats de tests quasi-statiques sur ces connexions lors d'un dimensionnement parasismique. Dans

les travaux de recherche, ils ont effectué des essais dynamiques à l'échelle réelle sur deux connexions poutre-colonne. Le montage des essais est présenté à la figure 2.2. Ce montage tente de simuler la réponse d'une structure ayant une période de vibration de 1 sec correspondant à un cadre résistant aux moments de quatre à cinq étages. Le chargement dynamique permettant de simuler l'effet d'une excitation sismique est basé sur le protocole ATC-24 [Krawinkler, 1992]. Dans le protocole d'essai, un historique temporel de déplacement est appliqué au bout de la poutre W30 \times 99. La figure 2.3 montre l'historique du taux de déformation obtenu par une jauge de déformation collée au centre de la semelle inférieure de la poutre et à 3.81 m de la face de colonne. Cette figure indique que le taux de déformation maximum de l'ordre de 10^{-1} sec^{-1} est imposé à la poutre durant l'excitation sismique.

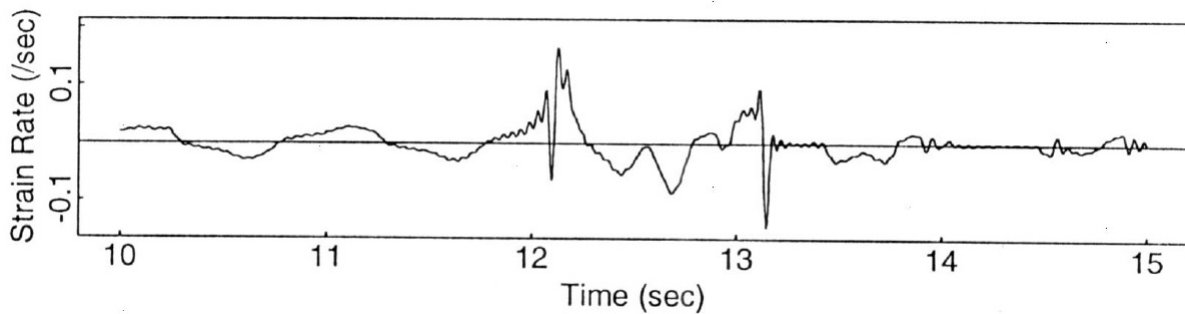


Figure 2.3 Historique du taux de déformation dans la poutre obtenu par Uang et Bondad [Uang et Bondad, 1996]

Une autre étude expérimentale sur des connexions poutre-colonne dans des cadres résistant aux moments a été effectuée par Nakashima et al. [Nakashima *et al.*, 1998] ainsi que Suita et al. [Suita *et al.*, 1998] au lendemain du tremblement de terre de Kobé. Le montage expérimental consiste en une colonne de section tubulaire et une poutre de section en I, toutes les deux dimensionnées en conformité avec la norme de conception japonaise en vigueur avant le séisme de Kobé. Le montage poutre-colonne est soumis au chargement dynamique simulé par des ondes sinusoïdales ayant une fréquence de 1.0, 0.6 et 0.4 Hz. La vitesse de chargement appliquée à la poutre est telle que le cadre se comporte comme s'il était soumis à un tremblement de terre important. La vitesse de chargement en contrôle de déplacement peut atteindre 550 mm/s, ce qui est comparable à une vitesse de mouvement du sol de 500 mm/s considérée comme celle d'un séisme majeur dans la norme de conception parasismique japonaise. À l'aide d'une jauge de déformation installée sur la surface extérieure de la semelle à une distance 70 mm de la face de la colonne, l'historique du taux de déformation est calculé et présenté à la figure 2.4. Le taux de déformation maximum, de l'ordre de 0.5 sec^{-1} , est atteint durant l'excursion inélastique initiale. Pour le reste du

chargement, les taux de déformation développés dans la poutre varient entre 0.1 sec^{-1} et 0.25 sec^{-1} .

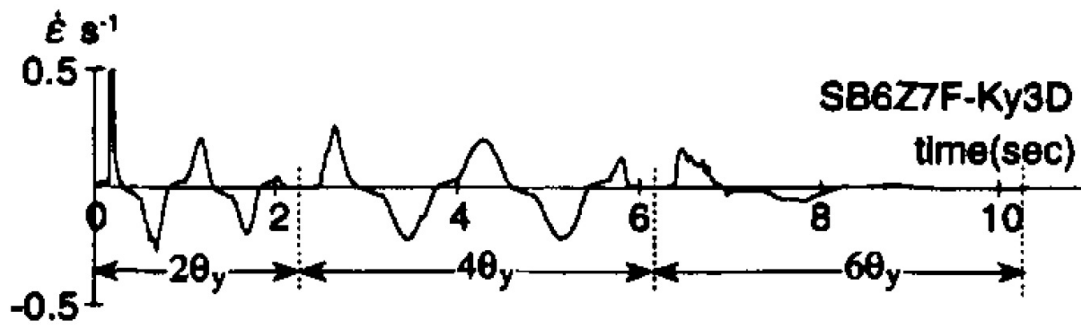


Figure 2.4 Historique du taux de déformation dans la poutre obtenu par Suita et al. [Suita *et al.*, 1998]

2.2 Effet du taux de déformation sur les propriétés mécaniques de l'acier

Au cours des dernières décennies, une quantité considérable de recherches et de discussions ont été consacrées à trouver des relations reliant les propriétés mécaniques de l'acier au taux de déformation. Ces recherches sont souvent réalisées à l'aide d'essais de traction uniaxiaux. Des conclusions sans équivoques sont observées dans plusieurs travaux de recherche [Rao *et al.*, 1966; Wakabayashi *et al.*, 1980; Chang et Lee, 1987; Nakashima, 1988; Kassab et Yu, 1992; Gioncu, 2000a] et peuvent être résumées comme suit :

- le taux de déformation n'a pas d'effet sur le module d'élasticité et la raideur après plastification ;
- l'augmentation de taux de déformation entraîne une augmentation de la limite élastique et de la résistance ultime. L'augmentation de la limite élastique est plus grande que celle de la résistance ultime ;
- le taux de déformation a peu d'effet sur l'élongation totale à la rupture.

Les études de l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier ont commencé au début des années 1900. Ludwik [Ludwik, 1909] a été probablement le premier chercheur à étudier l'effet de la vitesse de chargement sur la limite élastique d'un métal. Selon Davis [Davis, 1938], Ludwik a trouvé une relation logarithmique entre la limite élastique et le taux de déformation, mais ce n'était pas bien documenté dans la littérature. C'est Davis qui a

plus tard publié un travail portant sur l'effet de la vitesse de chargement sur la plastification de l'acier doux. Cet auteur a aussi mis en évidence les facteurs affectant l'amorce de plastification ainsi que quelques phénomènes se produisant au moment de la plastification. Par exemple, la localisation de déformations à l'amorce de l'écoulement plastique crée une condition équivalente à une concentration de contrainte qui affecte la plastification de l'acier doux, surtout lors de l'apparition du pic de contrainte au début de l'écoulement plastique. Ce chercheur a conclu que l'augmentation de la vitesse de chargement a pour effet d'accroître la limite élastique et la résistance ultime. Cet effet devient de plus en plus important à mesure que l'on augmente la vitesse de chargement.

Manjoine [Manjoine, 1944] a examiné plus en détail l'effet du taux de déformation sur la limite élastique et la résistance ultime de l'acier doux par le biais d'essais expérimentaux. Ces essais de traction uniaxiaux ont été effectués à la température ambiante sur une plage des taux de déformation variant de 10^{-6} sec^{-1} à 10^3 sec^{-1} . Les résultats expérimentaux présentés à la figure 1.3b montrent clairement que la limite élastique et la résistance ultime sont des propriétés qui varient en fonction du taux de déformation. On constate qu'il y a une très importante augmentation de la limite élastique avec une augmentation du taux de déformation, en particulier pour des taux supérieurs à 10^{-1} sec^{-1} , ce qui correspond à la gamme des valeurs observées dans les structures d'acier lors de tremblement de terre.

Même si on savait que la limite élastique augmente en fonction de valeurs croissantes de taux de déformation, personne n'a proposé d'équation afin de quantifier cette augmentation à partir du phénomène observé lors des essais expérimentaux jusqu'à ce que Wright et Hall en propose une en 1964 [Wright et Hall, 1964]. Ensuite, plusieurs travaux expérimentaux impliquant des essais de traction uniaxiaux ont mené à la proposition d'autres équations pour une certaine plage de validité du taux de déformation. Ces équations visent à évaluer quantitativement l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier. Dans les équations 2.5 à 2.20, F_{yd} est la limite élastique dynamique qui tient compte de l'effet du taux de déformation alors que F_{ys} correspond à la limite élastique au taux de déformation quasi-statique $\dot{\epsilon}_0$. $\dot{\epsilon}$ représente le taux de déformation observé au moment où la limite élastique dynamique est atteinte.

- Wright et Hall [Wright et Hall, 1964], pour $10^{-6} < \dot{\epsilon} < 10^3 \text{ sec}^{-1}$:

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + 2.77 e^{[0.162 (\log_{10}(\dot{\epsilon}) - 3.74)]} \quad (2.5)$$

- Rao et al. [Rao *et al.*, 1966], pour $0 < \dot{\varepsilon} < 1.4 \times 10^0 \text{ sec}^{-1}$:

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + k \dot{\varepsilon}^n \quad (2.6)$$

Tableau 2.1 Valeur des paramètres dans l'équation proposée par Rao et al. [Rao *et al.*, 1966]

Paramètre	Grade d'acier		
	A36	A441	A541
k	0.021	0.020	0.023
n	0.26	0.18	0.08

L'équation 2.6 est obtenue à partir des essais de traction uniaxiaux à différents taux de déformation sur des aciers de grade A36, A441 et A514. Les paramètres k et n sont présentés dans le tableau 2.1. Si la valeur moyenne de chaque paramètre parmi les trois grades d'acier est considérée, l'équation 2.6 peut être mise sous la forme simplifiée telle que présente l'équation 2.7 qui est valide pour $2 \times 10^{-4} < \dot{\varepsilon} < 1.6 \times 10^{-3} \text{ sec}^{-1}$.

$$F_{yd} - F_{ys} = 22.1 + 0.007\dot{\varepsilon} \quad (\text{MPa}) \quad (2.7)$$

- Wakabayashi et al. [Wakabayashi *et al.*, 1984], pour $50 \times 10^{-6} < \dot{\varepsilon} < 5 \times 10^{-2} \text{ sec}^{-1}$:

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + 4.73 \times 10^{-2} \log_{10} \left| \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right| \quad (2.8)$$

Dans l'équation 2.8, F_{yd} est la limite élastique dynamique évaluée au taux de déformation $\dot{\varepsilon}$ alors que F_{ys} est la limite élastique quasi-statique évaluée au taux de déformation $\dot{\varepsilon}_0 = 50 \times 10^{-6} \text{ sec}^{-1}$.

- Drysdale et Zak [Drysdale et Zak, 1985], quel que soit $\dot{\varepsilon}$:

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + b \ln \left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \quad (2.9)$$

Dans l'équation 2.9, F_{yd} est la limite élastique dynamique évaluée au taux de déformation $\dot{\varepsilon}$ alors que F_{ys} est la limite élastique quasi-statique évaluée au taux de déformation quelconque $\dot{\varepsilon}_0$. b est un paramètre lié à l'écrouissage et doit être déterminé empiriquement à l'aide de quelques essais de caractérisation uniaxiaux à différents taux de déformation. Ce modèle est adopté dans le logiciel de calcul par

éléments finis ADINA pour tenir compte de l'effet du taux de déformation lors d'une analyse dynamique.

- Soroushian et Choi [[Soroushian et Choi, 1987](#)], pour $10^{-4} < \dot{\epsilon} < 10^1 \text{ sec}^{-1}$:

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = \left(1.46 - 4.51 \times 10^{-7} F_{ys}\right) + \left(0.0927 - 9.20 \times 10^{-7} F_{ys}\right) \log_{10}(\dot{\epsilon}) \quad (2.10)$$

$$\frac{F_{ud}}{F_{us}} = \left(1.15 - 7.7 \times 10^{-7} F_{ys}\right) + \left(0.04997 - 2.44 \times 10^{-7} F_{ys}\right) \log_{10}(\dot{\epsilon}) \quad (2.11)$$

Dans l'équation 2.11, F_{ud} et F_{us} sont respectivement la résistance ultime dynamique évaluée au taux de déformation $\dot{\epsilon}$ et la résistance ultime statique.

- Wallace et Krawinkler [[Wallace et Krawinkler, 1989](#)], pour $10^{-5} < \dot{\epsilon} < 10^{-1} \text{ sec}^{-1}$:

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 0.973 + 0.45(\dot{\epsilon})^{0.53} \quad (2.12)$$

- Kassar et Yu [[Kassar et Yu, 1992](#)], pour $10^{-4} < \dot{\epsilon} < 10^0 \text{ sec}^{-1}$:

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1.289 + 0.109 \log_{10}(\dot{\epsilon}) + 0.009 \log_{10}^2(\dot{\epsilon}), \quad F_{ys} = 320 \text{ MPa} \quad (2.13)$$

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1.104 + 0.302 \log_{10}(\dot{\epsilon}) + 0.002 \log_{10}^2(\dot{\epsilon}), \quad F_{ys} = 495 \text{ MPa} \quad (2.14)$$

- Kaneko et al. [[Kaneko, 1997](#)], pour $10^{-4} < \dot{\epsilon} < 10^1 \text{ sec}^{-1}$:

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + \frac{21}{F_{ys}} \log_{10} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \quad \text{lorsque} \quad \dot{\epsilon}_0 = 10^{-4} \text{ sec}^{-1} \quad (\text{MPa}) \quad (2.15)$$

$$\frac{F_{ud}}{F_{us}} = 1 + \frac{7.4}{F_{ys}} \log_{10} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \quad \text{lorsque} \quad \dot{\epsilon}_0 = 10^{-4} \text{ sec}^{-1} \quad (\text{MPa}) \quad (2.16)$$

Dans l'équation 2.16, F_{ud} et F_{us} sont respectivement la résistance ultime dynamique évaluée au taux de déformation $\dot{\epsilon}$ et la résistance ultime statique.

- Pan et al. [[Pan et al., 2001](#)], pour $10^{-4} < \dot{\epsilon} < 10^2 \text{ sec}^{-1}$:

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + A e^{B/F_{ys}} \quad (2.17)$$

Dans l'équation 2.17, les paramètres A et B peuvent être déterminés respectivement par les équations 2.18 et 2.19.

$$A = a_1 + b_1 \log_{10}(\dot{\varepsilon}) + c_1 \log_{10}^2(\dot{\varepsilon}) \quad (2.18)$$

$$B = a_2 + b_2 \log_{10}(\dot{\varepsilon}) + c_2 \log_{10}^2(\dot{\varepsilon}) \quad (2.19)$$

Ensuite, les paramètres a_1 , b_1 , c_1 , a_2 , b_2 et c_2 dans les équations 2.18 et 2.19 sont présentés dans le tableau 2.2.

Tableau 2.2 Valeur des paramètres dans l'équation proposée par Pan et al. [Pan *et al.*, 2001]

Paramètre	Valeur
a_1	0.0226
b_1	0.0094
c_1	0.0011
a_2	77.7183
b_2	0.0693
c_2	-0.5952

- Paul et al. [Paul *et al.*, 2014], pour $7 \times 10^{-5} < \dot{\varepsilon} < 2 \times 10^2 \text{ sec}^{-1}$:

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + 0.012 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) + 0.0007 \sqrt{\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}} \quad (2.20)$$

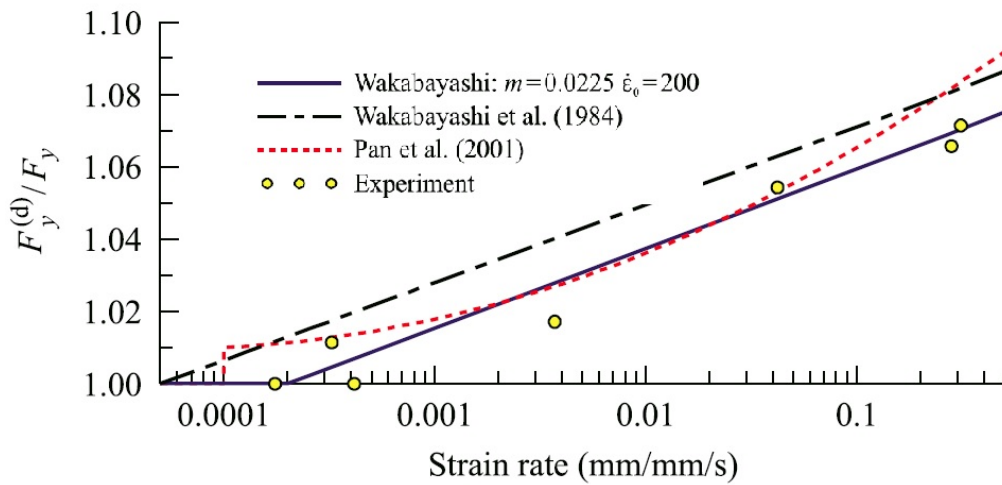


Figure 2.5 Effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier structural [Lamarche et Tremblay, 2011]

Dans leurs travaux de recherche, Lamarche et Tremblay ont effectué des essais de traction uniaxiaux sur des coupons d'essai en acier structural à différents taux de déformation entre $2 \times 10^{-4} \text{ sec}^{-1}$ et 0.3 sec^{-1} [Lamarche et Tremblay, 2011]. Les résultats expérimentaux sont comparés à ceux obtenus par les équations de prédiction 2.8 et 2.17 tel que le montre la figure 2.5. Sur cette figure, le rapport $F_y^{(d)}/F_y$ indique l'augmentation de la limite élastique dynamique évalué à un taux de déformation donné par rapport à la limite élastique quasi-statique. On remarque que l'équation 2.8 surestime l'augmentation de la limite élastique tandis que l'équation 2.17 surestime ce même effet pour des taux de déformation élevés. Afin d'obtenir une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et les équations de prédiction théoriques, les chercheurs ont ajusté l'équation 2.8 en modifiant le coefficient 4.73×10^{-2} à 2.25×10^{-2} et le taux de déformation quasi-statique à $\dot{\epsilon}_0 = 200 \times 10^{-6} \text{ sec}^{-1}$. Les résultats de cet ajustement sont représentés par la ligne continue sur la figure 2.5.

Paul et al. ont récemment effectué des essais de traction uniaxiaux sur un acier micro-allié à des taux élevés de déformation jusqu'à $2 \times 10^2 \text{ sec}^{-1}$ [Paul et al., 2014]. Ils ont proposé l'équation 2.20 afin de quantifier l'augmentation de la limite élastique causée par l'effet du taux de déformation. La figure 2.6b montre une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et les résultats théoriques calculés par l'équation 2.20. La figure 2.6a confirme encore une fois que l'effet du taux de déformation sur l'acier est important.

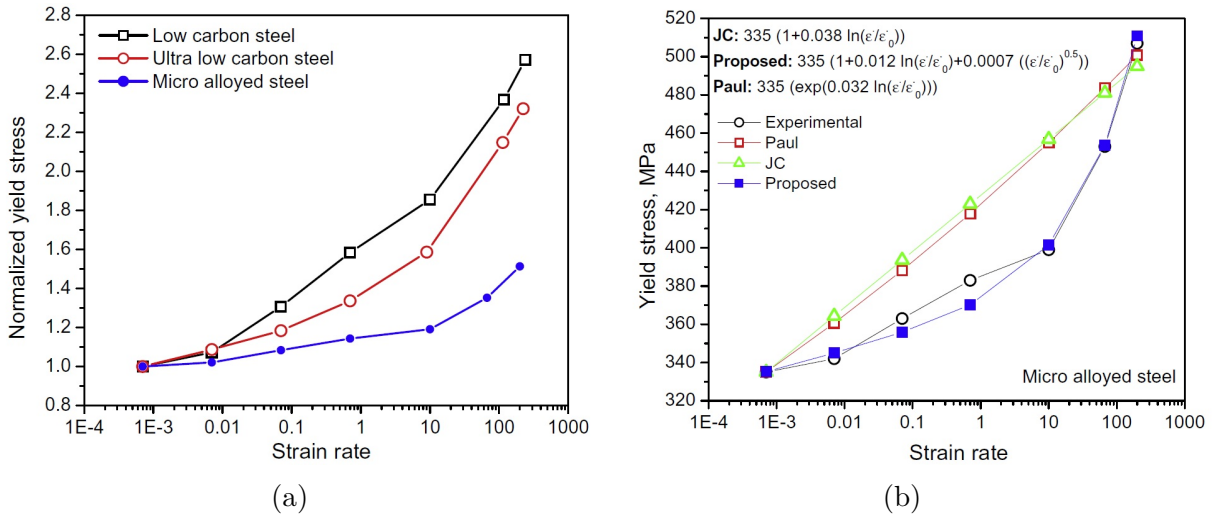


Figure 2.6 Effet du taux de déformation sur limite élastique de l'acier micro-allié (a) courbe normalisée de limite élastique; (b) comparaison entre les résultats expérimentaux et les prédictions par l'équation 2.20 [Paul et al., 2014]

2.3 Essai de traction biaxial

2.3.1 Introduction

En génie civil, la modélisation est primordiale dans un processus de conception moderne, car elle nous permet de connaître notamment le niveau des efforts internes sollicités dans chaque membrure d'une structure. Afin d'obtenir ces efforts avec précision, les ingénieurs en structures ont recours à des modèles mathématiques de matériaux qui doivent représenter le plus fidèlement le comportement réel de ceux-ci. Pour l'acier, de nombreux modèles ont été étudiés au cours des dernières décennies dans le but de faire un pas de plus vers une représentation précise du comportement observé lors des essais de caractérisation. De toute évidence, ce sont les données expérimentales qui permettent de valider un de ces modèles.

Grâce à leurs simplicités, les essais de traction uniaxiaux sont le plus souvent réalisés afin d'obtenir des données expérimentales. Ces essais uniaxiaux consistent à imposer des déformations axiales à une barre prismatique dans sa direction longitudinale afin de pouvoir relier la contrainte à la déformation axiale. Cependant, la plastification d'un lien ductile dans un cadre à contreventement excentrique lors d'une sollicitation sismique, par exemple, pourrait se produire sous l'action simultanée de modes de déformation en flexion et en cisaillement, ce qui donne lieu à une sollicitation biaxiale si l'on considère les contraintes principales. Ainsi, il n'est plus adéquat d'utiliser les résultats d'essais uniaxiaux dans le but de prédire le comportement biaxiaul de l'acier. C'est dans cet optique que nous nous intéressons à la mise en place de méthodes expérimentales capables de fournir des données appropriées indispensables à la compréhension du comportement de l'acier sollicité par un chargement biaxial.

De nombreux chercheurs ont conçu différentes techniques permettant de réaliser des essais avec chargement biaxial. Ces techniques diffèrent les unes des autres, soit par la configuration géométrique de l'éprouvette, soit par la nature de l'équipement et/ou du domaine d'application. Malgré la complexité et le coût relativement élevé de tels essais, on retrouve une multitude des méthodes expérimentales en chargement biaxial dans la littérature. Parmi celles-ci, voici différents types d'essai biaxial déjà réalisés : essais sur éprouvettes tubulaires [Lefebvre *et al.*, 1983], essais de gonflement hydrostatique [Vial *et al.*, 1983] et essais sur éprouvette cruciformes [Yu *et al.*, 2002; Naka *et al.*, 2008]. Une étude bibliographique complète sur ces méthodes est réalisé dans les travaux de Green [Green, 1996]. À partir de cette dernière, les constations suivantes sont tirées en ce qui concerne chacune des trois méthodes susmentionnées :

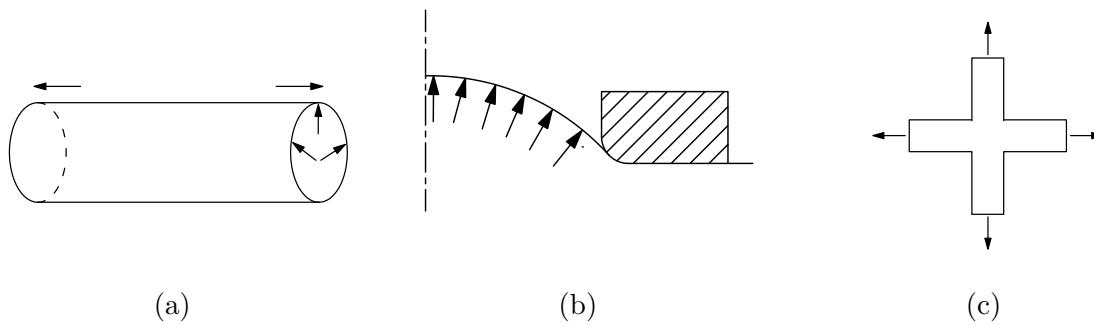


Figure 2.7 Essais avec chargement biaxial : (a) essai sur éprouvette tubulaire ; (b) essai de gonflement hydrostatique ; (c) essai sur éprouvette cruciforme

- Les essais sur éprouvettes tubulaires à paroi mince (figure 2.7a) permet de soumettre l'éprouvette à un chargement biaxial, par le biais d'une pression hydrostatique qui simule l'effort axial et d'un couple de torsion qui impose le cisaillement, tout en étant capable de mesurer directement les contraintes et les déformations. Dans ce type d'essai, il existe un gradient de contraintes à travers l'épaisseur de la paroi, ce qui remet en question l'uniformité du champ de contrainte dans la zone de mesure. Lorsqu'une pression hydrostatique est présente à l'intérieur de l'échantillon, la paroi doit être suffisamment mince pour pouvoir négliger la contrainte radiale, mais ceci augmente les risques de flambement de l'éprouvette.
- Les essais de gonflement hydrostatique (figure 2.7b) consistent à maintenir une tôle en métal à sa périphérie à l'aide d'un serre-flanc circulaire et à lui soumettre une pression latérale. Un extensomètre placé au sommet de la tôle gonflée permet de mesurer les déformations aux pôles, pendant qu'un sphéromètre permet de déterminer le rayon de courbure. Ensuite, la contrainte équi-biaxiale au sommet ($\sigma_1 = \sigma_2$) peut être déterminée à partir du rayon de courbure et de la pression appliquée. Pourtant, la nature même de ces essais ne permettent pas de définir le début d'écoulement plastique, car les courbes contrainte-déformation expérimentales débutent généralement vers une déformation $\varepsilon = 0.05$ m/m.
- Les essais sur éprouvettes cruciformes (figure 2.7c) permettent de soumettre l'éprouvette cruciforme plane à des déplacements orthogonaux afin de la charger suivant les deux directions principales dans le plan. Cet essai a reçu relativement peu d'attention à l'époque. Toutefois, il est possible de solliciter les échantillons suivant une infinité de chemins de déformation, sans modifier la géométrie, ni l'appareil de chargement. Pour que le chargement biaxial d'éprouvettes cruciformes mène à des résultats concluants, il faut résoudre deux difficultés potentielles : établir une géomé-

trie d'échantillon adéquate et déterminer les contraintes dans l'éprouvette à la suite de son chargement par des modèles numériques.

À la lumière de ces observations, les essais sur éprouvettes tubulaires et les essais de gonflement hydrostatique ne conviennent pas à effectuer les essais à chargement biaxial à des taux élevés de déformation dans le cadre de ce projet. Les essais sur éprouvettes cruciformes semblent la méthode la plus appropriée pour étudier l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier sollicité biaxialement. Pour pouvoir effectuer ces essais, il est nécessaire de disposer d'un dispositif capable d'appliquer des déplacements orthogonaux sur une éprouvette cruciforme.

2.3.2 Dispositifs de traction biaxiale

Une variété de machines permettant de réaliser des essais de traction biaxiaux sont utilisées dans divers laboratoires de recherche. Le dispositif le plus simple pour solliciter l'éprouvette biaxialement est un dispositif à quatre vérins, tel que développé par Makinde et al. à l'Université de Sherbrooke [Makinde *et al.*, 1992]. La figure 2.8a et 2.8b présentent la configuration de ce dispositif. Il est composé d'un système de chargement servo-hydraulique avec une capacité axiale de 250 kN par axe et d'un système contrôle en circuit fermé. De plus, les deux axes de chargement sont indépendants, ce qui permet aux opérateurs d'imposer facilement la vitesse des vérins situés sur un même axe. Avec ce genre de dispositif, différents essais de traction biaxiaux peuvent être réalisés avec des chargements non proportionnels en imposant différents niveaux de chargement dans chacun des deux axes. Ce dispositif est très robuste lors de l'imposition des chargements non proportionnels [Green *et al.*, 2004].

La figure 2.9a présente un dispositif similaire à celui de Makinde et al. Ce dispositif a une capacité axiale de 100 kN et est utilisé par Lecompte et al. à l'Université de Bruxelles [Lecompte *et al.*, 2007]. La figure montre également le dispositif utilisé par Kuwaba et al. à l'Université de Tokyo [Kuwabara *et al.*, 1998]. Un système de type pantographe reliant les mâchoires opposés deux à deux est installé sur le dispositif, de sorte que les vérins génèrent des déplacements opposés deux à deux. Le but de ce système est d'assurer que le centre de l'éprouvette se trouve toujours au centre du dispositif lors des essais de traction biaxiaux.

Dans les travaux de Makinde et de Ferron [Ferron et Makinde, 1988] et Makinde [Makinde, 1986], les chercheurs utilisent le dispositif présenté à la figure 2.10 pour caractériser le comportement biaxial de tôles. Ils ont conçu un dispositif permettant, à l'aide d'un

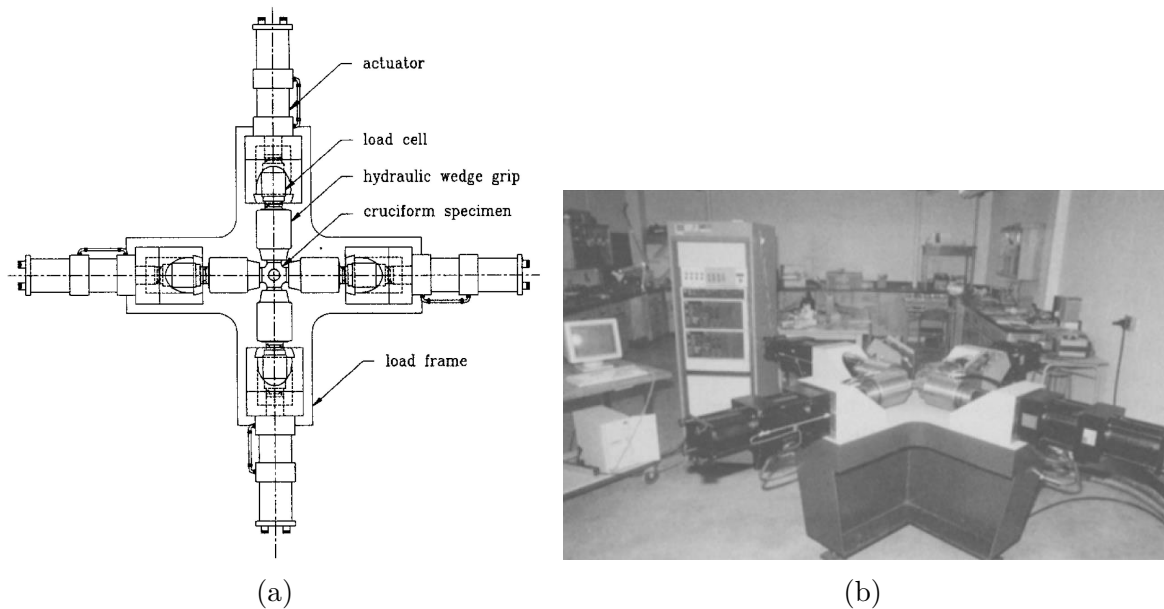


Figure 2.8 Dispositif d'essai biaxiaux à l'Université de Sherbrooke (a) dessin technique ; (b) appareil de test [Makinde *et al.*, 1992]

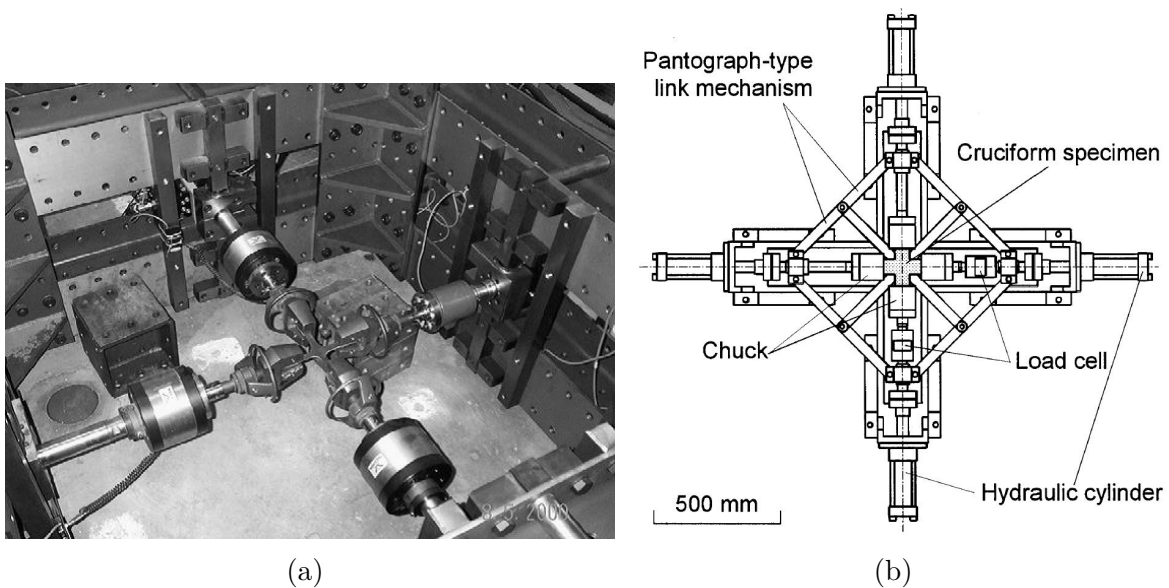


Figure 2.9 (a) Dispositif d'essais biaxiaux à l'Université de Bruxelles [Le-compte *et al.*, 2007] ; (b) dispositifs d'essais biaxiaux à l'Université de Tokyo [Kuwabara *et al.*, 1998]

système de bielles, de convertir le déplacement vertical obtenu en compression avec une machine d'essais conventionnelle en déplacements horizontaux dans deux directions perpendiculaires, conduisant à une traction biaxiale de l'éprouvette. Cependant, ce dispositif présente un manque de versatilité, car les déplacements dans une direction sont

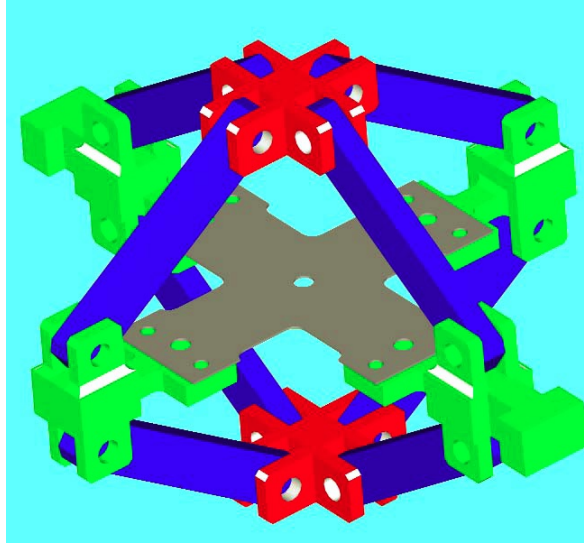


Figure 2.10 Dispositif de traction biaxiale à l'Université de Poitiers [Makinde, 1986]

dépendents des déplacements dans l'autre; chacun des rapports de déplacements imposés a donc nécessité la fabrication d'un nouveau dispositif de chargement.

2.3.3 Éprouvettes cruciformes

Une des principales difficultés rencontrées dans l'utilisation de l'éprouvette cruciforme est bien sûr la difficulté d'obtenir un champ uniforme de contrainte et de déformation dans la zone centrale de l'éprouvette à cause de la rigidité des bords [Teaca, 2009]. Un autre problème qui peut survenir est la rupture prématurée des bras de l'éprouvette. Yu et al. [Yu *et al.*, 2002] expliquent que les bras de l'éprouvette se trouvent dans l'état de contrainte axial tandis que la zone centrale est sous un état de planaire de contrainte. Or, la capacité d'un matériau de se déformer sous le chargement uniaxial est beaucoup inférieur à celle sous le chargement biaxial, ce qui fait que la rupture se produit potentiellement sur des bras de l'éprouvette si celle-ci n'est pas conçue adéquatement. Il est donc d'une grande d'importance de localiser les déformations à la zone centrale et d'éviter les concentrations de contrainte ailleurs [Demmerle et Boehler, 1993].

Pour remédier à cette problématique, Ohtake et al. ont proposé trois méthodes permettant de localiser les déformations à la zone centrale d'éprouvette [Ohtake *et al.*, 1999]. La première méthode consiste à introduire des entailles dans les quatre coins formés par des bras d'éprouvette (figure 2.11a). La deuxième méthode nécessite l'amincissement de la zone centrale (figure 2.11b). La dernière méthode exige une série de fentes dans les bras (figure 2.11c). Ces fentes servent à dissocier l'effet mutuel entre les deux axes orthogonaux

de chargement, connu sous le terme "*load sharing*", ce qui permet aux bras d'éprouvette d'avoir plus de flexibilité pour se déformer dans les deux directions. Plusieurs chercheurs arrivent à la même conclusion que les fentes dans les bras sont les plus efficaces pour rendre uniforme les distributions de contrainte et de déformation dans la zone centrale [Ferron et Makinde, 1988; Makinde *et al.*, 1992; Demmerle et Boehler, 1993; Kuwabara *et al.*, 1998].

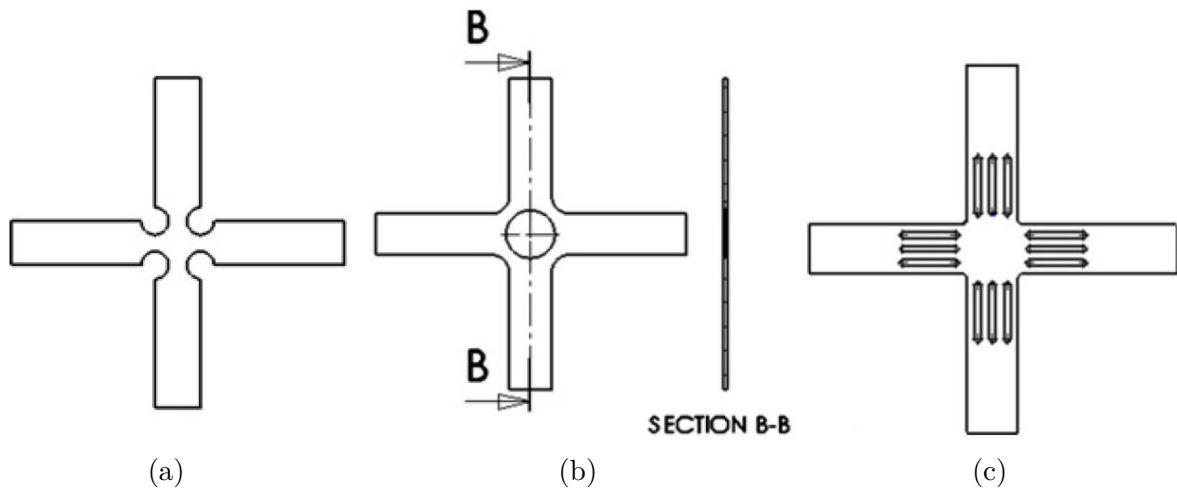


Figure 2.11 Trois type d'éprouvette cruciforme proposés par Ohtake et al. [Ohtake *et al.*, 1999]

Makinde et al. ont proposé une méthode d'optimisation d'éprouvettes cruciformes dans le but de réduire les effets que peut avoir la géométrie de l'éprouvette sur les résultats d'essai [Makinde *et al.*, 1992]. Les objectifs de l'optimisation sont les suivants :

- produire des champs uniformes de contrainte et de déformation au centre des éprouvettes ;
- obtenir une grande déformation à la rupture pour l'éprouvette ayant des fentes sur les bras.

Les distributions de contrainte et de déformation dans la zone centrale durant le processus d'optimisation sont évaluées à l'aide de modélisation par la méthode des éléments finis. À la suite de cette optimisation, les chercheurs ont proposé deux formes d'éprouvette optimales. La première est une éprouvette ayant une zone centrale circulaire amincie telle que présente la figure 2.12a. Cette forme d'éprouvette est convenable pour des essais à petites déformations tels que des essais sur les matériaux composites et des essais visant à étudier la fissuration par fatigue et la propagation de microfissures. La seconde est une éprouvette ayant des fentes sur les bras et une zone centrale amincie telle que présente la

figure 2.12b qui est destinée à des essais avec de grandes déformations. Green et al. [Green

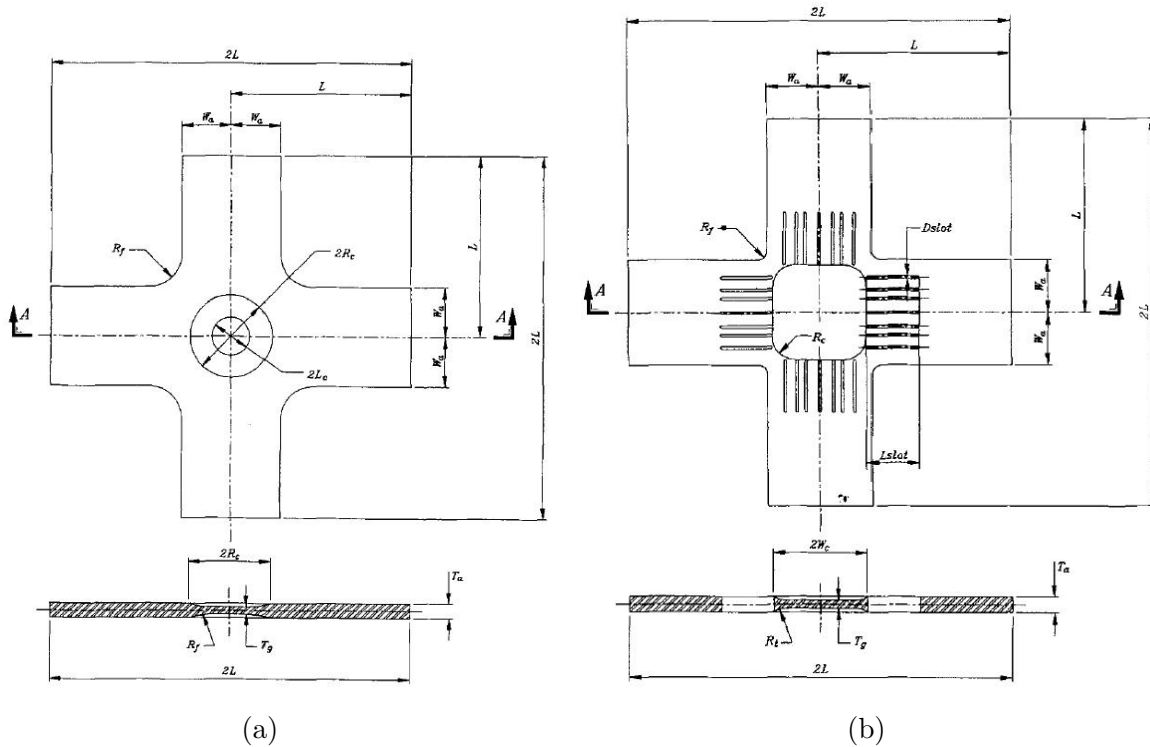


Figure 2.12 Éprouvettes cruciformes proposées par Makinde et al. : (a) pour essai à petite déformation ; (b) pour essai à grande déformation [Makinde et al., 1992]

et al., 2004] se servent de ce dernier concept développé par Makinde et al. afin de produire leur éprouvette cruciforme présentée à figure 2.13. Cette éprouvette était destinée à étudier le comportement biaxial d'une tôle mince d'aluminium vouée des opérations de mise en forme complexes. À l'aide d'un extensomètre biaxial conçu spécialement pour mesurer les déformations au centre des éprouvettes, le comportement biaxial de la tôle a été étudié jusqu'à une déformation équivalente de l'ordre de 15%.

Dans le but d'étudier la surface d'écoulement initial d'un acier ainsi que la surface d'écoulement subséquente après pré-déformation d'un alliage d'aluminium, Muller et Pohlandt [Müller et Pöhlandt, 1996] ont adopté une éprouvette cruciforme comportant des entailles à l'intersection des bras. La forme a été optimisée en faisant varier les paramètres R_1 et R_2 afin de favoriser une large zone de déformation uniforme et des grandes déformations avant qu'une instabilité ne survienne. Cette éprouvette est présentée à la figure 2.14a.

Naka et al. [Naka et al., 2008] ont effectué des essais de traction biaxiaux sur une tôle d'alliage de magnésium AZ31 à des températures variant de 30° à 300°C et des taux de

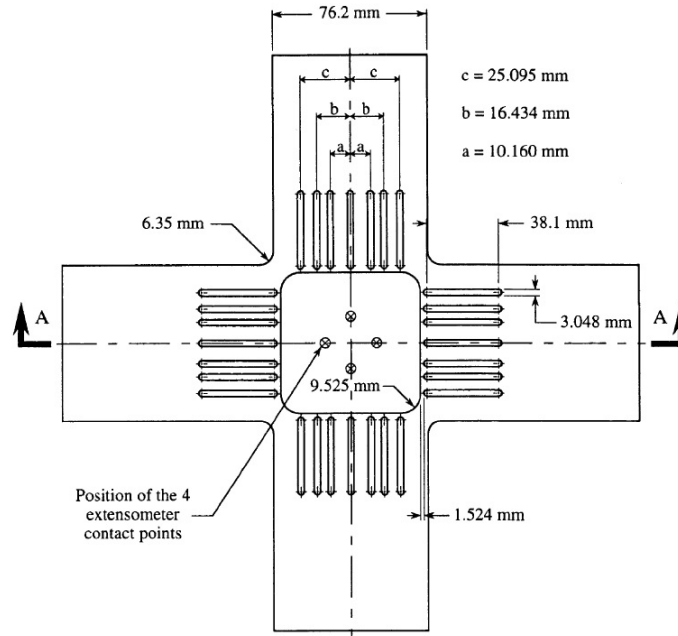


Figure 2.13 Éprouvette cruciforme utilisée par Green et al. [Green *et al.*, 2004]

déformation variant de 10^{-5} à 10^{-2} sec^{-1} . Ces essais ont été réalisés dans le but d'étudier les effets de la température et du taux de déformation sur l'évolution de la surface d'écoulement. Une forme d'éprouvette comportant des entailles à l'intersection des bras et deux fentes dans chaque bras est proposée comme la montre la figure 2.14b. L'uniformité des champs de contrainte et de déformation au centre de l'éprouvette a été démontré par des simulations numériques. La déformation plastique maximale est d'environ 6% à température ambiante. Le taux de déformation et la déformation ont été calculés par une méthode de corrélation d'image.

Kuwabara et al. [Kuwabara *et al.*, 1998] ont utilisé une éprouvette cruciforme ayant des fentes dans les bras permettant d'obtenir un champ uniforme de déformation dans la zone centrale. Cette éprouvette est présentée à la figure 2.15a et vise à caractériser expérimentalement le comportement élastoplastique de tôles en acier à faible teneur en carbone soumis à de la traction biaxiale. L'étude consistait à identifier les surfaces d'écoulement plastique à des déformations plastiques particulières et à les comparer avec des critères d'écoulement existants. La déformation équivalente maximale au centre de l'éprouvette était de 4%.

Merklein et al. [Merklein *et al.*, 2008] ont effectué des essais de traction biaxiaux sur un alliage de magnésium AZ31 à des températures allant de la température ambiante jusqu'à 310°C . L'éprouvette utilisée est similaire à celle de Kuwabara et al. (figure 2.15b). Des fentes de longueur différente sont introduites sur l'éprouvette pour assurer que la déforma-

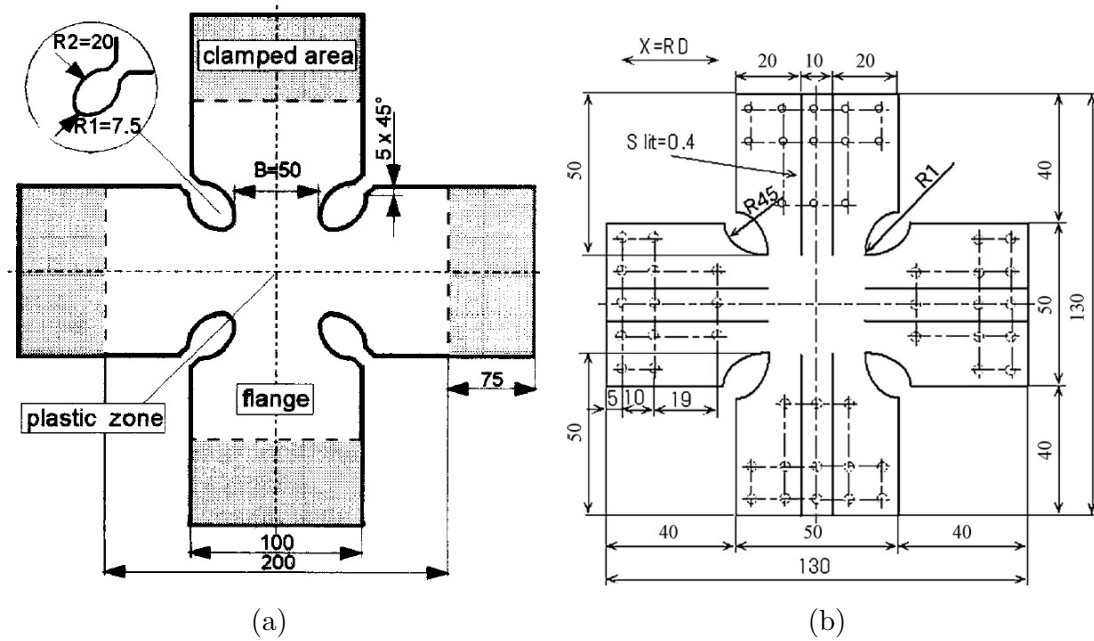


Figure 2.14 (a) Éprouvette cruciforme utilisée par Muller et Pohlandt [Müller et Pöhlandt, 1996]; (b) éprouvette cruciforme utilisée par Naka et al. [Naka et al., 2008]

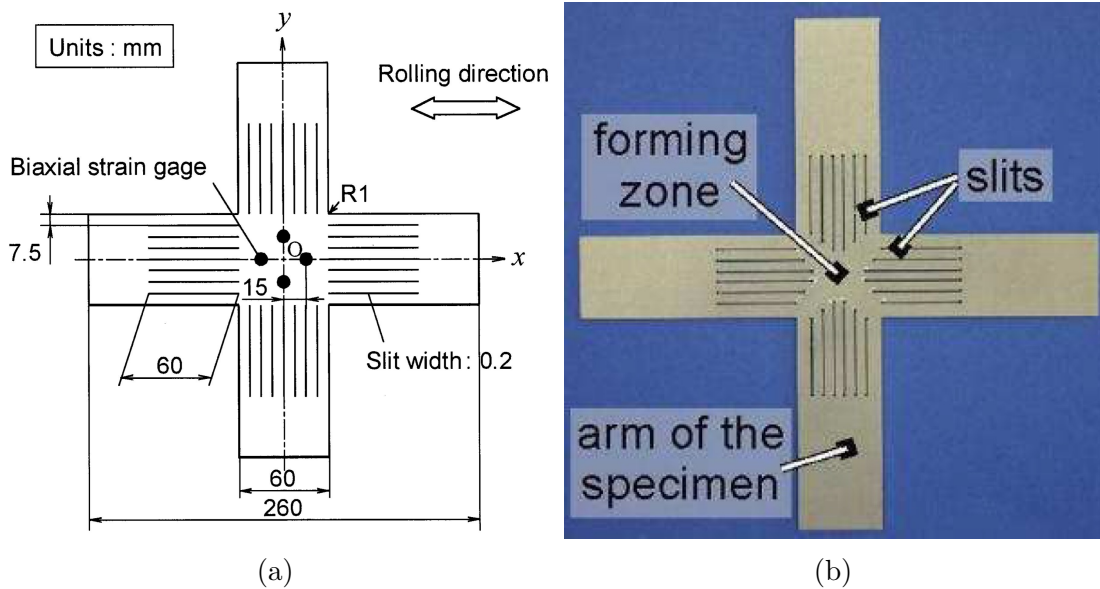


Figure 2.15 (a) Éprouvette cruciforme utilisée par Kuwabara et al. [Kuwabara et al., 1998]; (b) éprouvette cruciforme utilisée par Merklein et al. [Merklein et al., 2008]

tion maximale se produit à la zone centrale et que les concentrations de contraintes sont réduites au minimum. Le champ de déformation au centre de l'éprouvette est déterminé par des techniques de corrélation d'image. Les travaux de recherche visaient à déterminer

la surface d'écoulement initiale et les surfaces d'écoulement subséquentes correspondantes à des déformations équivalentes particulières.

Gozzi [Gozzi, 2004] s'est servi d'éprouvettes cruciformes telles que présentées à la figure 2.16 pour réaliser des essais biaxiaux ayant pour but d'étudier le comportement plastique de l'acier à très haute résistance soumis à différents patrons de déformations non linéaires. Deux formes ont été conçues avec une transition en douceur aux bras pour réduire les

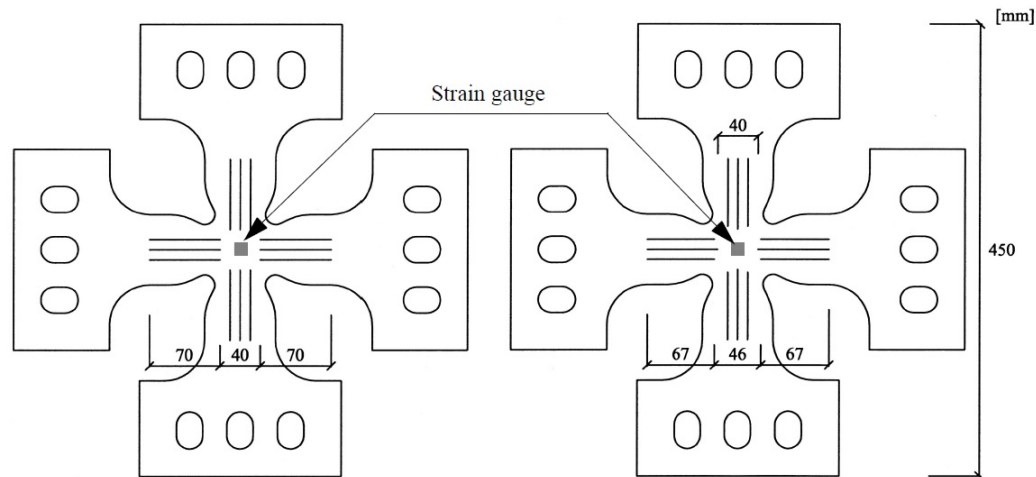


Figure 2.16 Éprouvettes cruciformes utilisées par Gozzi [Gozzi, 2004]

concentrations de contraintes et avec trois fentes dans chaque bras pour rendre la déformation au centre de l'éprouvette uniforme (figure 2.16). La distribution de contrainte est améliorée par les différentes positions de fentes dans chaque bras selon différentes configurations de chargement. Ainsi, l'éprouvette à gauche est trouvée convenable pour solliciter uniaxialement (traction ou compression) ou biaxialement (traction et compression) alors que l'éprouvette à droite est optimale pour solliciter de façon biaxiale (traction ou compression). La déformation maximale mesurée dans la zone centrale était d'environ 1%.

2.3.4 Calcul des contraintes dans les éprouvettes cruciformes

Pour les chercheurs qui réalisent des travaux expérimentaux à l'aide d'éprouvette cruciforme, une des principales préoccupations est de déterminer les contraintes dans la zone centrale sous des déformations plastiques. Lorsqu'un matériau est sollicité sous un état de contrainte uniaxial comme le montre la figure 2.17a, la contrainte suit la direction de force appliquée. Par conséquent, il est facile d'évaluer la contrainte produite par une force appliquée en divisant cette dernière par la section transversale résistant à la force. Dans un état planaire de contrainte, les forces s'exercent dans les deux directions planaires sur

un volume infinitésimale, la troisième direction suit la direction qui est perpendiculaire au plan formé par les deux directions précédentes. Lorsque les directions principales sont considérées, les contraintes appliquées sur le volume sous un état planaire de contrainte peuvent être visualisées à l'aide de la figure 2.17b. Dans ce cas, il n'est pas tort d'affirmer que les contraintes peuvent être calculées en divisant des forces agissant sur les quatre faces par les sections correspondantes. Par contre, il est difficile, voir impossible, d'estimer l'aire résistante à la force dans le cas du chargement biaxial à cause de la géométrie des éprouvettes. Ceci rend la détermination des contraintes plus problématique que dans le cas du chargement uniaxial.

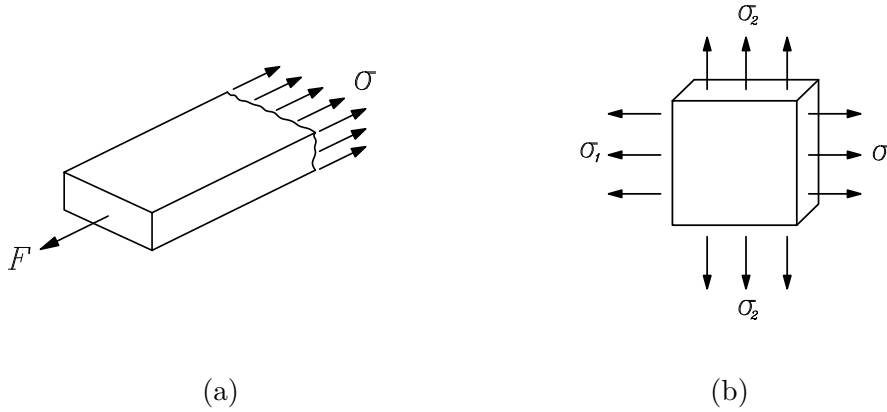


Figure 2.17 État de contrainte (a) état de contrainte axial ; (b) état planaire de contrainte

Une simple alternative consiste à calculer des contraintes à partir des déformations axiales qui sont facilement mesurables. À partir des déformations axiales ε_1 et ε_2 , les contraintes axiales peuvent être calculées en utilisant les équations 2.21 et 2.22 dans lesquelles E et ν sont respectivement le module d'élasticité et le coefficient de Poisson. Par contre, ces équations sont seulement valides dans le domaine élastique [Bower, 2009]. Il existe d'autres solutions apportées par différents chercheurs pour surmonter la difficulté dans la détermination des contraintes dans la zone centrale lors des déformations inélastiques.

$$\sigma_1 = \frac{E}{(1 - \nu^2)}(\varepsilon_1 + \nu\varepsilon_2) \quad (2.21)$$

$$\sigma_2 = \frac{E}{(1 - \nu^2)}(\varepsilon_2 + \nu\varepsilon_1) \quad (2.22)$$

À l'époque où l'utilisation des éprouvettes cruciformes n'était pas encore répandue, Shimada et al. [Shimada et al., 1976] ont établi une géométrie d'éprouvette cruciforme per-

mettant de déterminer expérimentalement les surfaces d'écoulement de laiton et d'aluminium. Les contraintes dans la zone centrale ont été calculées en utilisant les déformations mesurées au centre de l'éprouvette et les charges appliquées dans les bras à l'aide des lois définissant le comportement linéaire élastique. En effet, il n'y avait aucune difficulté à déterminer les contraintes à partir des déformations mesurées, car un comportement élastique était considéré dans les calculs.

Liu et al. [Liu *et al.*, 1979] ont étudié l'influence du champ de contrainte biaxial sur la propagation des fissures en utilisant des éprouvette cruciformes en aluminium. Des relations linéaires entre les contraintes au centre de l'éprouvette et le rapport des charges appliquées dans les bras ont été établies à l'aide du code d'éléments finis NASTRAN. C'était vraisemblablement la première fois que des calculs à l'aide de la méthode des éléments finis ont été utilisés pour modéliser une éprouvette cruciforme. Les déformations mesurées à différents endroits sur l'éprouvette ont permis de valider le modèle numérique NASTRAN. Encore une fois, les calculs étaient limités au domaine élastique.

En 1983, Cenerini et al. [Cenerini *et al.*, 1983] ont franchi une étape importante en effectuant des analyses numériques sur des éprouvettes cruciformes à l'aide du logiciel d'éléments finis ADINA capable de modéliser le comportement non linéaire des matériaux. Cette étude numérique a été réalisée dans le cadre de l'étude préliminaire d'une éprouvette cruciforme comportant une section plus mince au centre ainsi que des rainures parallèles dans le bras. Une analyse bidimensionnelle ainsi qu'une analyse tridimensionnelle ont été réalisées sur les éprouvettes sollicitées par des chargements statique et dynamique. Il est à souligner que cette étude préliminaire ne comporte aucun détail sur la loi constitutive ou sur le modèle de plasticité employés. La suite de leurs travaux n'a pas été disponible.

Lors des travaux de détermination des surfaces d'écoulement plastique pour des tôles d'emboutissage StTZuA2 à l'aide d'éprouvettes cruciformes, Kreißig et Schindler [Kreißig *et Schindler*, 1986] ont calculé des contraintes à partir des forces imposées et d'une valeur de section effective dans chaque direction de chargement. La section effective au centre de l'éprouvette a été déterminée en comparant des essais uniaxiaux réalisés d'une part sur l'éprouvette cruciforme et d'autre part, sur des éprouvettes uniaxiales prélevées de la même tôle. Cette technique est basée sur l'hypothèse que la section effective considérée reste constante au cours du chargement. Toutefois, la validité de cette hypothèse n'a pas été vérifiée à l'aide de simulations numériques dans le cadre de ces travaux.

Gozzi [Gozzi, 2004] a soumis des éprouvettes cruciformes au chargement biaxial dans le but d'étudier le comportement plastique de l'acier à très haute résistance. Il a grandement

amélioré le concept de section effective dans le calcul des contraintes au centre d'éprouvette. Dans le calcul de sections effectives lors de déformations plastiques, il a considéré que la section effective changeait en fonction des déformations plastiques de sorte que cette dernière n'était plus constante au cours d'un chargement. Ensuite, les contraintes calculées ont été comparées aux contraintes obtenues par des simulations numériques afin de vérifier l'exactitude des calculs. Il est à noter que les contraintes calculées par cette méthode sont toujours supérieures aux contraintes obtenues par les modèles numériques qui, selon l'auteur, permettent de décrire qualitativement le comportement de l'acier étudié. En somme, la méthode pour évaluer les contraintes à partir d'une section effective n'est pas fiable.

En 2004, Green et al. [Green *et al.*, 2004] ont employé une éprouvette cruciforme permettant d'étudier le comportement biaxial d'une tôle en aluminium dans un contexte de grandes déformations. Afin de pouvoir analyser les résultats expérimentaux et d'établir la courbe contrainte-déformation de la tôle, les chercheurs ont proposé une méthode d'analyse qui consiste à simuler numériquement des essais biaxiaux par éléments finis. Les modèles numériques dépendent des modèles phénoménologiques de la plasticité anisotrope et permettent de calculer des contraintes, des déformations et des forces correspondantes dans chaque bras. Ces forces calculées sont ensuite comparées aux forces mesurées expérimentalement. Lorsque la courbe des forces calculées (dans les bras) par rapport aux déformations calculées (au centre de l'éprouvette) coïncident avec la courbe correspondante des forces expérimentales par rapport aux déformations expérimentales, la courbe des contraintes calculées par rapport aux déformations calculées (pour la zone centrale) est considérée apte à représenter le comportement biaxiale décrivant l'écrouissage réel du matériau. Cette méthode d'analyse numérique des éprouvettes cruciformes conduit à des résultats précis.

CHAPITRE 3

DESCRIPTION DES MODÈLES CONSTITUTIFS

3.1 Généralité

Quand un corps déformable est soumis à l'action des forces extérieures, des contraintes s'établissent, par réaction, à l'intérieur de ce corps. Aux contraintes sont associées des déformations qui résultent en des déplacements correspondants. Pour pouvoir modéliser correctement ce comportement, plusieurs équations sont nécessaires. Il existe des équations d'équilibre entre les forces appliquées et les contraintes induites ainsi que des équations de compatibilité entre les déplacements imposés et les déformations subies. Ces équations ne peuvent être résolues que lorsque la relation entre les contraintes et les déformations propre au matériau du corps déformable considéré est connue préalablement. Il faut donc être en mesure de relier l'état de contrainte à l'évolution de déformation auquel est assujetti le matériau par les lois constitutives afin de pouvoir décrire le comportement de ce matériau. Cela fait appel à la formulation classique d'un problème en mécanique des milieux continus, ce qui est schématisée à la figure 3.1.

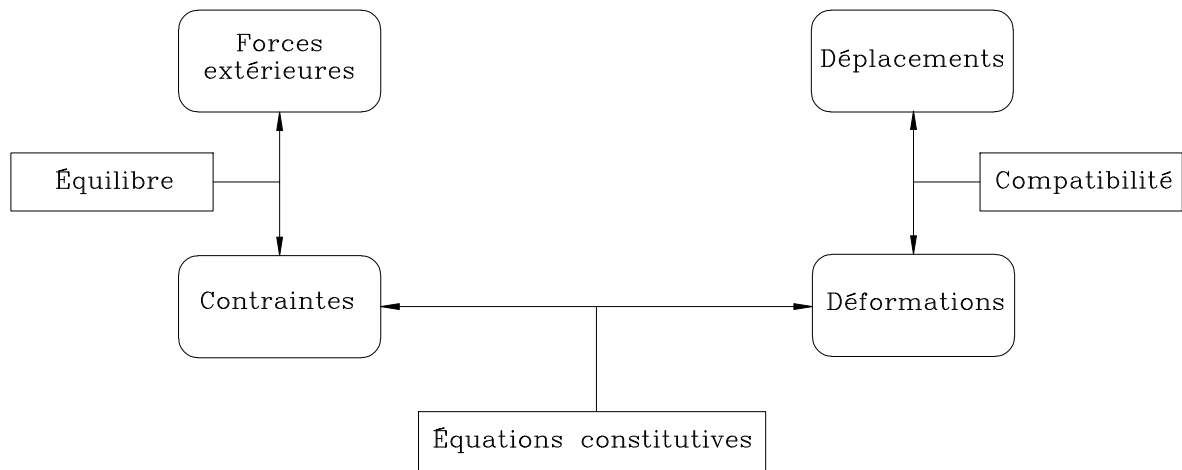


Figure 3.1 Formulation d'un problème selon la mécanique des milieux continus (adapté de [Gozzi, 2004])

Un *modèle constitutif* régit l'ensemble des équations constitutives d'un matériau permettant de relier les contraintes aux déformations et possiblement à l'historique de déformation, au taux de déformation et à d'autres quantités.

De façon générale, la relation contrainte-déformation de l'acier $\sigma = f(\varepsilon)$ peut être décrite par son comportement en traction. Récemment, Paul et al. ont effectué des essais de traction uniaxiaux à différents taux de déformation variant entre 7×10^{-4} et $2 \times 10^2 \text{ sec}^{-1}$ sur de l'acier micro-allié [Paul et al., 2014]. Les courbes expérimentales de contrainte-déformation en fonction du taux de déformation sont présentées à la figure 3.2a. À partir de ces courbes expérimentales, la relation contrainte-déformation de l'acier sans l'effet du taux de déformation est représentée par la courbe idéalisée présentée à la figure 3.2b. Le modèle de matériaux qui prend en compte l'effet du taux de déformation est discuté à la section 3.5. Dans la première partie de la courbe, l'acier présente un comportement élastique linéaire et obéit à la loi de Hooke. La pente de la droite dans ce domaine élastique est égale au module d'élasticité E , aussi appelé module de Young.

Au-delà de la limite élastique, le comportement de l'acier s'écarte de la loi de Hooke, ce qui marque le début du domaine plastique où la première déformation irréversible apparaît. Dans le domaine plastique, le comportement de l'acier n'est plus linéaire et la pente de la courbe $\sigma = f(\varepsilon)$ est caractérisée par la première dérivée $d\sigma/d\varepsilon$. La définition de cette pente fait partie de la théorie de plasticité.

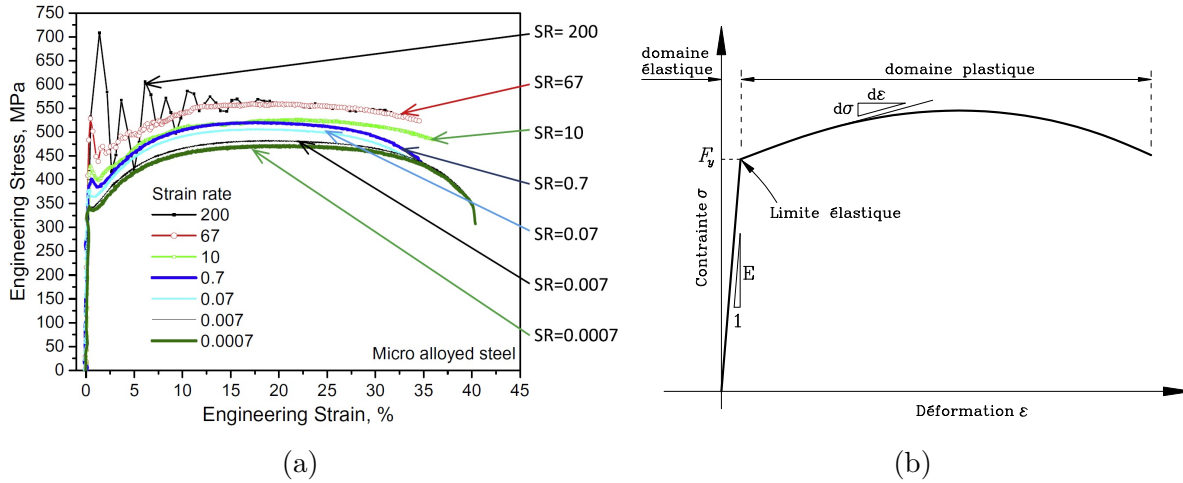


Figure 3.2 Courbes contrainte-déformation : (a) courbes pour l'acier micro-allié en fonction du taux de déformation [Paul et al., 2014] ; (b) courbe idéalisée de l'acier

Dans le présent travail, un des objectifs est de trouver une façon théorique de modéliser le comportement élastoplastique de l'acier structural tout en tenant compte de l'effet du

taux de déformation sur la limite élastique lorsque le chargement est appliqué dans deux directions. Bien que le comportement de l'acier dans le domaine élastique soit bien décrit par la loi de Hooke généralisée, on mettra ici l'accent sur les équations constitutives dans le domaine plastique. Dans la section 2.2, on a déjà présenté une revue bibliographique sur des équations permettant de quantifier l'augmentation de la limite élastique en fonction du taux de déformation. Dans ce chapitre, les fondements mathématiques et une description phénoménologique de la théorie de la viscoplasticité régissant le comportement de l'acier traité comme un milieu continu sont présentés. Le modèle mathématique vise particulièrement à implémenter la dépendance de la limite élastique au taux de déformation dans un outil de modélisation numérique qui servira de référence dans l'étude numérique au chapitre 5. Il est généralement reconnu qu'une description complète d'un modèle de plasticité comporte trois caractéristiques principales [Leroy, 1984; Green, 1996] :

- un critère d'écoulement plastique initial définissant le domaine élastique d'un matériau dans un état multiaxial de contraintes. Lorsqu'un solide est sollicité sous un état planaire de contraintes, le critère d'écoulement plastique définit donc la surface d'écoulement plastique ;
- une relation incrémentale permettant de faire le lien entre l'incrément de déformation plastique et l'incrément de contrainte auquel est assujéti le matériau. À partir de cette relation, différentes situations de chargement associées à un incrément de contrainte peuvent être déterminées ;
- une formulation d'écrouissage caractérisant l'évolution de la surface d'écoulement au cours de la déformation plastique, ce qui contrôle la façon dont la résistance à l'écoulement plastique agit. Cette évolution décrit la forme, la taille et la position de la surface d'écoulement au fur et à mesure que la déformation plastique se produit.

3.2 Critère d'écoulement plastique

La théorie de plasticité classique repose sur l'existence d'un critère permettant de définir le seuil de plasticité au-delà duquel la déformation est irréversible. Dans l'espace des contraintes, ce critère marque la limite élastique et le début d'un écoulement plastique d'un matériau en fonction de différentes configurations de chargement possibles. Le critère d'écoulement plastique est donc une généralisation de la limite d'élasticité en chargement uniaxial qui représente un état de contrainte axial. Dans un état planaire de contraintes, le critère d'écoulement plastique définit une surface initiale de limite élastique. En effet, il n'existe pas de déformation plastique lorsque les chargements créent une combinaison

de contrainte qui se trouve à l'intérieur de cette surface. En général, la limite d'élasticité est en fonction des tenseurs de contrainte, σ_{ij} et donc la surface d'écoulement peut être exprimée par une fonction mathématique correspondant à l'équation 3.1.

$$f(\sigma_{ij}, \kappa) = 0 \quad (3.1)$$

où κ représente le paramètre associé à l'écoulement plastique. S'il s'agit de la surface d'écoulement plastique initiale, κ est la limite élastique. Au-delà de la limite élastique, l'équation 3.1 doit être toujours satisfaite. Cette dernière définit les surfaces subséquentes d'écoulement plastique. Par conséquent, κ doit être la contrainte qui est fonction de la déformation plastique.

Les deux principaux critères d'écoulement les plus connus pour les matériaux métalliques ductiles susceptibles de manifester un comportement isotrope sont le critère de Tresca et celui de Von Mises. Il est à souligner que le critère d'écoulement peut être isotrope ou anisotrope. Dans le cadre de ce projet, nous nous limitons à présenter seulement les critères isotropes.

Critère de Tresca

En 1864, Tresca [Tresca, 1864] a formulé un critère d'écoulement simple encore utilisé pour les métaux. D'après ce critère, l'écoulement plastique se produit lorsque la contrainte de cisaillement maximale atteint une valeur critique κ en cisaillement pur. Le critère de Tresca s'exprime par l'équation 3.2.

$$f(\sigma_{ij}, \kappa) = \left| \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \right| - \frac{\kappa}{2} = \left| \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \right| - \frac{F_y}{2} = 0 \quad (3.2)$$

où σ_i et F_y sont respectivement des contraintes principales et la limite élastique en traction uniaxiale

Critère de Von Mises

Le critère de Von Mises établi en 1913 est sans doute le critère le plus couramment utilisé pour décrire le comportement plastique des matériaux isotropes [Von Mises, 1913]. La surface d'écoulement plastique de Von Mises peut être écrite en fonction de la limite

élastique en traction uniaxiale F_y comme dans l'équation 3.3.

$$f(\sigma_{ij}, \kappa) = \frac{3}{2} S_{ij} S_{ij} - \kappa^2 = \frac{3}{2} S_{ij} S_{ij} - F_y^2 = 0 \quad (3.3)$$

S_{ij} représente les tenseurs de contrainte déviatorique suivant :

$$S_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_{kk} \delta_{ij} \quad (3.4)$$

où δ_{ij} est le delta de Kronecker :

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 1 & \text{Si } i = j \\ 0 & \text{Si } i \neq j \end{cases}$$

Selon ce critère, il est pratique de définir une contrainte équivalente de Von Mises qui s'exprime par l'équation 3.5. Cette contrainte équivalente est une combinaison des tenseurs de contrainte S_{ij} .

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}} \quad (3.5)$$

À partir des équations 3.3 et 3.5, on peut conclure que l'écoulement plastique débute au moment où la contrainte effective de Von Mises atteint la limite élastique en traction uniaxiale F_y . La surface d'écoulement initiale de Von Mises présentée dans l'équation 3.3 peut être réécrite comme suit :

$$f(\sigma_{ij}, \kappa) = \sigma_e - \kappa = \sigma_e - F_y = 0 \quad (3.6)$$

La figure 3.3 illustre la représentation graphique des surfaces limitant le domaine élastique selon les critères de Tresca et de Von Mises dans le plan des contraintes principales σ_1 et σ_2 . L'utilisation du critère de Tresca engendre fréquemment des problèmes de calcul en pratique à cause des discontinuités dans les coins. Cependant, il n'y a pas de discontinuité pour le critère de Von Mises, ce qui le rend avantageux d'un point de vue stabilité numérique. Selon la littérature, le critère de Von Mises semble être le plus apte à représenter la surface d'écoulement de l'acier [Leroy, 1984]. Ce critère est couramment implémenté dans les codes de calcul par éléments finis. Le logiciel ADINA qui est utilisé dans ce projet utilise ce critère. Pour des fins d'identification des paramètres dans ces deux lois d'écoulement, un seul essai de traction uniaxial est nécessaire pour déterminer F_y .

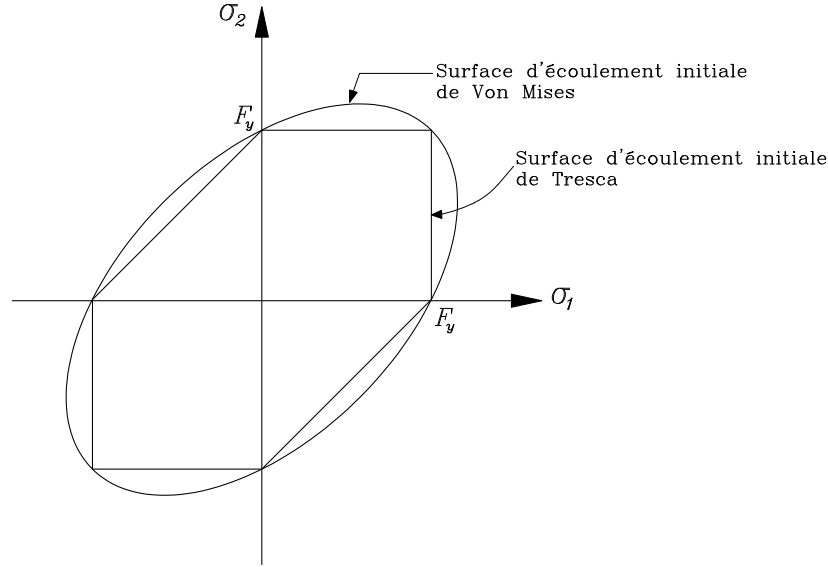


Figure 3.3 Critères d'écoulement plastique de Von Mises et de Tresca dans le plan des contraintes principales (σ_1, σ_2)

3.3 Théorie incrémentale

En vertu des critères d'écoulement plastique, nous sommes en mesure d'établir la surface d'écoulement initiale permettant ainsi de délimiter le domaine de comportement élastique des matériaux élastoplastiques. L'équation 3.7 permet de décrire les surfaces d'écoulement subséquentes à la plastification initiale. Ces surfaces sont définies selon le critère de Von Mises.

$$f(\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}^p) = \sigma_e(\sigma_{ij}) - \kappa(\varepsilon_{ij}^p) = 0 \quad (3.7)$$

Il reste à définir le modèle mathématique pour prédire le comportement au-delà du seuil de plasticité. Autrement dit, nous avons besoin d'un moyen pour prédire les déformations plastiques induites en appliquant des contraintes sur le matériau au-delà de la limite élastique. La théorie incrémentale de la plasticité permet de déterminer un incrément de déformation plastique $d\varepsilon_{ij}^p$ lorsqu'il y a un incrément de contrainte $d\sigma_{ij}$ appliqué à un solide.

La théorie de la plasticité telle qu'elle est acceptée aujourd'hui doit satisfaire le critère de stabilité de Drucker. Un matériau est stable et écrouissable au sens du postulat de Drucker si le travail effectué au cours d'une déformation plastique est positif. Cette condition est satisfaite aussi longtemps que la relation contrainte-déformation satisfait l'équation 3.8 [Green, 1996].

$$d\sigma_{ij}d\varepsilon_{ij}^p > 0 \quad (3.8)$$

Un modèle constitutif doit également posséder une autre propriété essentielle énoncée dans le *principe de la résistance plastique maximale* [Bower, 2009]. D'après ce principe, si l'on considère σ_{ij}^* comme tout état de contrainte pouvant être imposé à un solide de sorte que le matériau ne subit pas l'écoulement plastique ou satisfait tout au plus le critère d'écoulement initial, un état de contrainte causant la déformation plastique σ_{ij} doit absolument respecter l'inégalité 3.9 dans laquelle $d\varepsilon_{ij}^p$ représente l'incrément de déformation plastique correspondant à l'état de contrainte σ_{ij} .

$$(\sigma_{ij} - \sigma_{ij}^*) d\varepsilon_{ij}^p \geq 0 \quad (3.9)$$

La satisfaction de l'inégalité 3.9 signifie que la surface d'écoulement est convexe et que l'incrément de déformation plastique $d\varepsilon_{ij}^p$ est normal à cette surface. C'est pourquoi, nous pouvons établir la règle de flux associée à la fonction d'écoulement $f(\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}^p)$. Tout au long d'un incrément de contrainte qui correspond à la déformation plastique, l'équation 3.7 doit être satisfaite. Cette exigence donne :

$$df = 0 = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} - \frac{\partial \kappa}{\partial \varepsilon_{ij}^p} d\varepsilon_{ij}^p \quad (3.10)$$

Après simplification, la règle de flux s'exprime par l'équation 3.11 régissant la direction de l'incrément de déformation plastique $d\varepsilon_{ij}^p$.

$$d\varepsilon_{ij}^p = \frac{1}{E_p} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} \quad (3.11)$$

où $E_p = \frac{\partial \kappa}{\partial \varepsilon_{ij}^p}$ est la pente de la courbe contrainte-déformation plastique.

Dans la littérature, l'équation 3.11 est souvent écrite sous la forme présentée à l'équation 3.12.

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (3.12)$$

où $d\lambda$ est une quantité scalaire.

À l'aide de l'équation 3.11, on observe que la direction de l'incrément de déformation plastique $d\varepsilon_{ij}^p$ dépend du signe de $\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}$. Les différentes possibilités de chargement associées à un incrément de contrainte σ_{ij} sont résumées à la figure 3.4.

- **Chargement plastique**

$$f = 0; \quad \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} > 0$$

L'incrément de contrainte se dirige vers l'extérieur de la surface de d'écoulement évolutive. Il y a un écrouissage dans le matériau.

- **Déchargement**

$$f = 0; \quad \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} < 0$$

L'incrément de contrainte se dirige vers l'intérieur de la surface de d'écoulement évolutive.

- **Chargement neutre**

$$f = 0; \quad \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} = 0$$

L'incrément de contrainte est tangent à la surface d'écoulement. Il n'y a pas d'écrouissage dans le matériau.

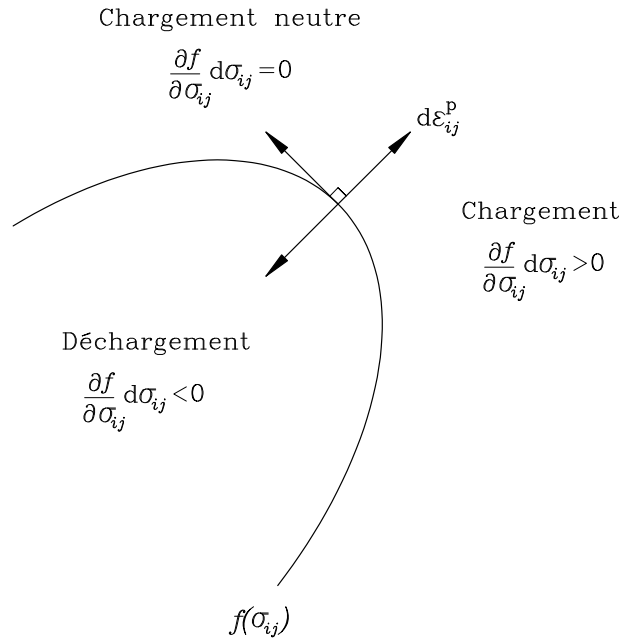


Figure 3.4 Schéma illustrant différentes possibilités de chargement associées à un incrément de contrainte σ_{ij} (adapté de [Teaca, 2009])

3.4 Formulation d'écrouissage

Au cours d'un essai de traction sur l'acier, on constate qu'il y a une consolidation entre la limite élastique et la contrainte ultime. Cette consolidation signifie que la contrainte continue d'augmenter en même temps que l'augmentation de la déformation plastique. Ce phénomène est appelé *écrouissage*. Afin de tenir compte de l'écrouissage dans les équations constitutives au cours de déformation plastique, la surface d'écoulement plastique doit subir des changements de forme et de taille, et peut-être une translation dans l'espace des contraintes. De toute évidence, il existe plusieurs façons d'effectuer ces changements. Nous décrivons ici deux modèles simples permettant de représenter l'évolution de la surface d'écoulement.

3.4.1 Écrouissage isotrope

La manière la plus simple de modéliser l'écrouissage est de grandir les surfaces d'écoulement subséquentes sans changer leurs formes et sans les déplacer par rapport à la surface d'écoulement initiale. Cette formulation est appelée *écrouissage isotrope* et est schématisée à la figure 3.5. En supposant un écrouissage isotrope, la taille de la surface d'écoulement de Von Mises est déterminée à l'aide de l'équation 3.13.

$$f(\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}^p) = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}} - \kappa(\varepsilon_{ij}^p) = 0 \quad (3.13)$$

où la grandeur de κ correspond à la taille de la surface d'écoulement et varie en fonction de la déformation plastique effective ε_e^p calculée selon l'équation 3.14.

$$\varepsilon_e^p = \int \sqrt{\frac{2}{3}} d\varepsilon_{ij}^p \quad (3.14)$$

Certaines lois d'écrouissage sont souvent utilisées pour exprimer l'agrandissement des surfaces d'écoulement subséquente par le biais de l'évolution de la grandeur κ . Ces lois usuelles sont illustrées à la figure 3.6.

- Pour un comportement élastique parfaitement plastique (figure 3.6a) :

$$\kappa = F_y = \text{constante}$$

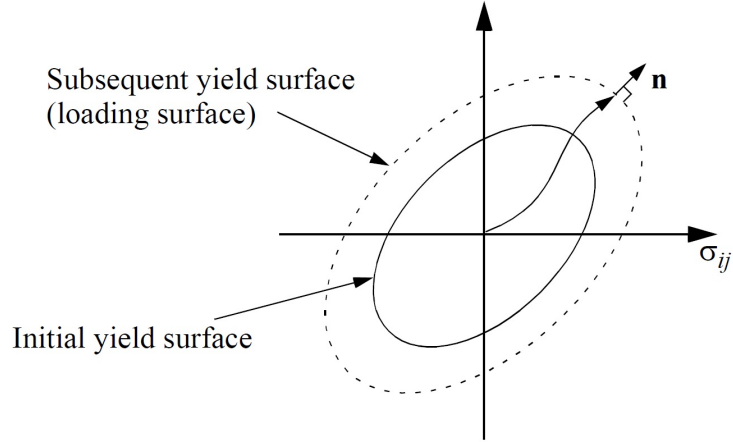


Figure 3.5 Évolution de la surface d'écoulement selon l'écrouissage isotrope [Gozzi, 2004]

- Pour un écrouissage linéaire (figure 3.6b) :

$$\kappa(\varepsilon_e^p) = F_y + E_p \varepsilon_e^p \quad \text{où} \quad E_p = \text{constante} \quad (3.15)$$

- Pour un écrouissage non-linéaire (figure 3.6c) :

$$\kappa(\varepsilon_e^p) = F_y + E_p(\varepsilon_e^p) \varepsilon_e^p \quad (3.16)$$

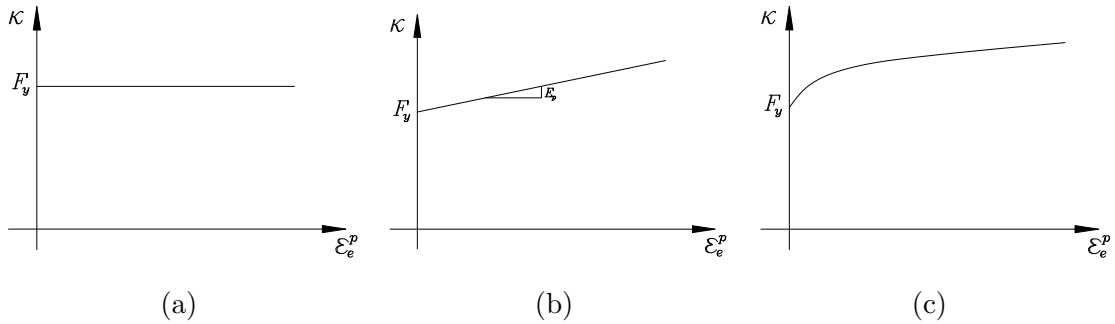


Figure 3.6 Illustration des lois d'écrouissage usuelles : (a) comportement élastique parfaitement plastique ; (b) écrouissage linéaire ; (c) écrouissage non-linéaire

3.4.2 Écrouissage cinématique

Une autre manière de modéliser l'écrouissage consiste à translater seulement la surface d'écoulement initiale. C'est-à-dire, les surfaces d'écoulement subséquentes subissent des changements de position sans rotation et sans changement de taille. Cette formulation

est appelé *écrouissage cinématique* et est schématisée à la figure 3.7. En supposant un écrouissage cinématique, la surface d'écoulement de Von Mises dont la position est repérée par la position du centre α_{ij} est déterminée à l'aide de l'équation 3.17. Il est mentionné dans la littérature que cette formulation d'écrouissage permet de mieux modéliser la déformation plastique cyclique, surtout l'effet de Bauschinger.

$$f(\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}^p) = \sqrt{\frac{3}{2} (S_{ij} - \alpha_{ij}) (S_{ij} - \alpha_{ij})} - \kappa = 0 \quad (3.17)$$

Ainsi, κ reste une constante et l'écrouissage se traduit par le mouvement des surfaces d'écoulement. Dans le modèle d'écrouissage de Prager permettant de modéliser l'écrouissage linéaire [Prager, 1956], la direction de la translation est parallèle à la normale extérieure à la surface d'écoulement au point de chargement. En d'autres termes, il existe une dépendance linéaire entre le déplacement du centre et l'incrément de déformation plastique :

$$d\alpha_{ij} = C d\varepsilon_{ij}^p \quad (3.18)$$

où la constante d'écrouissage C est un paramètre caractéristique du matériau.

Plus tard, Ziegler [Ziegler, 1959] et Armstrong et Frederick [Armstrong et Frederick, 1966] ont proposé d'autres approches plus sophistiquées afin de déterminer la direction du vecteur joignant le centre de la surface au point de chargement, ce qui permet de modéliser l'écrouissage non linéaire.

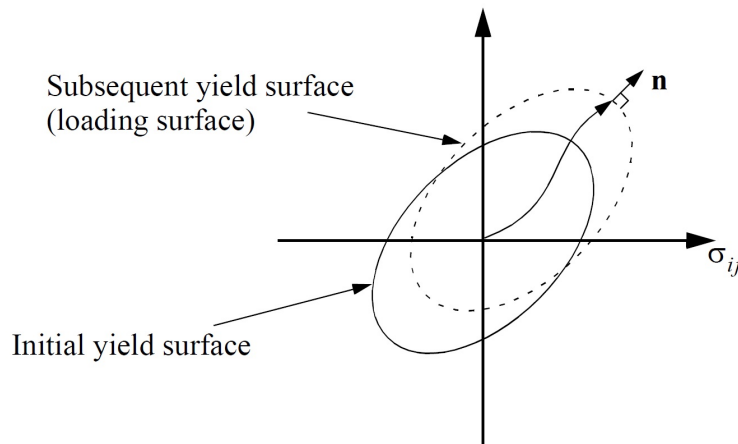


Figure 3.7 Évolution de la surface d'écoulement selon l'écrouissage cinématique [Gozzi, 2004]

3.5 Modèle dépendant du taux de déformation

La théorie classique de la plasticité repose sur l'existence d'une surface d'écoulement dans un espace de contrainte, à laquelle sont associées d'autres variables permettant de construire des modèles d'écrouissage et l'historique de déformation. Tout en conservant sa structure de base, la théorie de la plasticité a été étendue à une autre version qui dépend de la caractéristique temporelle d'un chargement, ce qu'on appelle la théorie de la viscoplasticité. Dans cette théorie, la surface d'écoulement n'est pas seulement dépendante de l'historique de chargement ε_{ij} , mais aussi du taux de déformation [Xia et Ellyin, 1997]. Mathématiquement parlant, le taux de déformation se réfère à la première dérivée des déformations par rapport au temps. Le taux de déformation total peut être décomposé en deux parties élastique et plastique.

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{d\varepsilon_{ij}}{dt} = \frac{d\varepsilon_{ij}^e}{dt} + \frac{d\varepsilon_{ij}^p}{dt} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^p \quad (3.19)$$

Le taux de déformation employé dans un modèle constitutif doit être choisi afin de refléter le plus fidèlement possible les causes physiques de la dépendance du temps dans la réponse du matériau. Bien que les essais expérimentaux sont réalisés avec un taux de déformation totale comme variable de contrôle, ce n'est pas le meilleur choix pour une variable interne théorique selon Drysdale et Zak [Drysdale et Zak, 1985]. Pour un incrément de contrainte appliquée au-delà de limite élastique, ce dernier correspond à un incrément de déformation élastique, qui se produit instantanément, et un incrément de déformation plastique, qui a besoin du temps de se développer [Phillips, 1979]. L'explication physique de cette observation réside dans le fait que la déformation plastique est produite par l'accumulation d'un grand nombre de mouvements de dislocation dans le métal cristallin. Chaque dislocation se déplace à une vitesse déterminée. En raison du fait que la dépendance du temps de déformation plastique est une propriété du matériau dans la réponse à la charge externe, le taux de déformation plastique $\dot{\varepsilon}_{ij}^p$ peut servir comme variable théorique d'état. On peut définir le taux effectif de déformation plastique selon le critère de Von Mises comme suit :

$$\dot{\varepsilon}_e^p = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \dot{\varepsilon}_{ij}^p} \quad (3.20)$$

Les résultats expérimentaux présentés à la figure 3.2a montrent l'effet du taux de déformation sur les courbes contrainte-déformation de l'acier micro-allié. La limite élastique présente une forte dépendance au taux de déformation alors que la raideur après plastification lors de l'écrouissage reste insensible au taux de déformation. En effet, ces courbes contrainte-déformation peut être modélisées comme celles présentées à la figure 3.8.

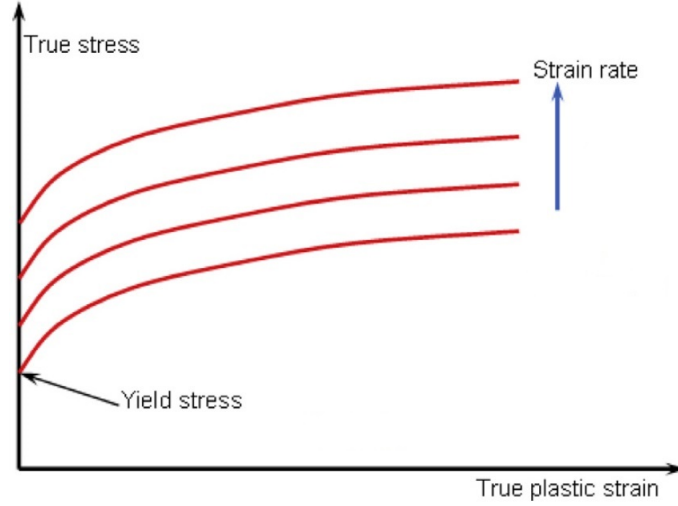


Figure 3.8 Schéma illustrant l'effet du taux de déformation sur la courbe contrainte-déformation (adapté de [Paul *et al.*, 2014])

Sachant que l'effet du taux de déformation est isolé dans la grandeur de la limite élastique F_y , une autre dimension qui est le taux effectif de déformation plastique peut être ajoutée aux équations 3.13 et 3.17 afin de tenir compte de la dépendance du taux de déformation dans le modèle constitutif. La surface d'écoulement plastique sera en fonction de l'état de contrainte σ_{ij} , de l'historique de déformation ε_{ij}^p ainsi que du taux effectif de déformation plastique $\dot{\varepsilon}_e^p$. En supposant une formulation d'écrouissage isotrope ou cinématique, la surface d'écoulement de Von Mises peut être exprimée par les équations 3.21 ou 3.23 respectivement.

- Pour une formulation d'écrouissage isotrope :

$$f(\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}^p, \dot{\varepsilon}_e^p) = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}} - \kappa(\varepsilon_{ij}^p, \dot{\varepsilon}_e^p) = 0 \quad (3.21)$$

où κ est donné par l'équation 3.22 si un écrouissage non-linéaire est considéré.

$$\kappa(\varepsilon_e^p, \dot{\varepsilon}_e^p) = F_{yd}(\dot{\varepsilon}_e^p) + E_p(\varepsilon_e^p) \varepsilon_e^p \quad (3.22)$$

où F_{yd} est la limite élastique dynamique.

- Pour une formulation d'écrouissage cinématique :

$$f(\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}^p, \dot{\varepsilon}_e^p) = \sqrt{\frac{3}{2} (S_{ij} - \alpha_{ij}) (S_{ij} - \alpha_{ij})} - \kappa(\dot{\varepsilon}_e^p) = 0 \quad (3.23)$$

où $d\alpha_{ij}$ et κ sont donnés respectivement par les équations 3.18 et 3.24 si un écrouissage linéaire est considéré.

$$\kappa(\dot{\varepsilon}_e^p) = F_{yd}(\dot{\varepsilon}_e^p) \quad (3.24)$$

En considérant le modèle de Drysdale et Zak [Drysdale et Zak, 1985] par exemple, la limite élastique dynamique qui est en fonction du taux effectif de déformation plastique est donnée par l'équation 2.9 et peut être reformulée tel que présentée par l'équation 3.25.

$$F_{yd}(\dot{\varepsilon}_e^p) = F_{ys} \left[1 + b \ln \left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}_e^p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \quad (3.25)$$

où

F_{ys} est la limite élastique quasi-statique définissant la surface d'écoulement initiale ;

b est un paramètre d'écrouissage du matériau ;

$\dot{\varepsilon}_0$ est le taux de déformation de référence lors de l'évaluation de F_{ys} .

Il existe, en autres, plusieurs équations permettant de quantifier la dépendance de la limite élastique au taux de déformation. Ces équations sont présentées à la section 2.2 et peuvent être également implémentées dans les équations constitutives de la viscoplasticité.

Description du modèle constitutif dans le plan des contraintes principales

L'état de contrainte d'un solide peut être représenté par un tenseur des contraintes. Dans une base donnée de l'espace (x, y, z) , ce tenseur est représenté par une matrice σ_{ij} de dimension trois par trois. On peut aussi représenter le tenseur des contraintes dans une base orthonormée comprenant les directions principales pour laquelle la matrice σ_{ij} est diagonale. Si un solide est soumis à un état de contrainte suivant les directions principales 1, 2 et 3, le taux effectif de déformation plastique et la contrainte effective de Von Mises sont calculés selon les équations 3.26 et 3.27 respectivement.

$$\dot{\varepsilon}_e^p = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \dot{\varepsilon}_{ij}^p} = \sqrt{\frac{2}{3} [(\dot{\varepsilon}_{11}^p)^2 + (\dot{\varepsilon}_{22}^p)^2 + (\dot{\varepsilon}_{33}^p)^2]} \quad (3.26)$$

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}} = \sqrt{\frac{3}{2} [(S_{11})^2 + (S_{22})^2 + (S_{33})^2]} \quad (3.27)$$

Le taux effectif de déformation plastique et la contrainte effective pour un état de contrainte uniaxial et un état planaire de contrainte seront développés comme suit.

- **État de contrainte uniaxial**

Supposons une contrainte uniaxiale imposée suivant la direction principale 1 ($\sigma_{11} = \sigma; \sigma_{22} = 0; \sigma_{33} = 0$) et que le taux de déformation axial dans cette direction est $\dot{\varepsilon}_{11}^p = \dot{\varepsilon}^p$. L'écoulement plastique dans un métal est isochore, ce qui signifie que le volume d'un solide reste constant lors d'une déformation plastique. Pour satisfaire ce comportement, le coefficient de Poisson doit nécessairement être égal à $\nu = 0.5$ dans le cas de chargement induisant un état de contrainte uniaxial [LS-DYNA Support, 2005]. On obtient :

$$\dot{\varepsilon}_{22}^p = -\frac{1}{2}\dot{\varepsilon}^p \quad \text{et} \quad \dot{\varepsilon}_{33}^p = -\frac{1}{2}\dot{\varepsilon}^p$$

En utilisant l'équation 3.26, le taux effectif de déformation plastique pour l'état de contrainte uniaxial est :

$$\dot{\varepsilon}_e^p = \sqrt{\frac{2}{3} \left[(\dot{\varepsilon}^p)^2 + \left(-\frac{1}{2}\dot{\varepsilon}^p\right)^2 + \left(-\frac{1}{2}\dot{\varepsilon}^p\right)^2 \right]} = \dot{\varepsilon}^p \quad (3.28)$$

Les contraintes déviatoriques sont les suivantes :

$$S_{11} = \frac{2}{3}\sigma; \quad S_{22} = -\frac{1}{3}\sigma; \quad S_{33} = -\frac{1}{3}\sigma$$

En utilisant l'équation 3.27, la contrainte effective pour l'état de contrainte axial vaut :

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2} \left[\left(\frac{2}{3}\sigma\right)^2 + \left(-\frac{1}{3}\sigma\right)^2 + \left(-\frac{1}{3}\sigma\right)^2 \right]} = \sigma \quad (3.29)$$

D'après les équations 3.28 et 3.29, on peut conclure que le taux effectif de déformation plastique et la contrainte effective pour un état de contrainte uniaxial sont aussi le taux de déformation plastique axial et la contrainte axiale respectivement dans la direction sollicitée par le chargement.

- **État planaire de contrainte**

Supposons qu'un solide est soumis à un état planaire de contrainte suivant les directions principales 1 et 2 ($\sigma_{11} \neq 0; \sigma_{22} \neq 0; \sigma_{33} = 0$) et que les taux de déformation imposés dans ces deux directions sont respectivement $\dot{\varepsilon}_{11}^p$ et $\dot{\varepsilon}_{22}^p$. En raison du fait que le volume des métaux se conserve lors de l'écoulement plastique, la déformation plastique dans la direction 3 est (d'après l'équation 3-1 de [Green, 1996]) :

$$\dot{\varepsilon}_{33}^p = -(\dot{\varepsilon}_{11}^p + \dot{\varepsilon}_{22}^p)$$

Le taux de déformation plastique dans la direction 3 sera donc :

$$\dot{\varepsilon}_{33}^p = -(\dot{\varepsilon}_{11}^p + \dot{\varepsilon}_{22}^p)$$

En utilisant l'équation 3.26, le taux effectif de déformation plastique pour l'état planaire de contrainte vaut :

$$\dot{\varepsilon}_e^p = \sqrt{\frac{2}{3} [(\dot{\varepsilon}_{11}^p)^2 + (\dot{\varepsilon}_{22}^p)^2 + (\dot{\varepsilon}_{11}^p + \dot{\varepsilon}_{22}^p)^2]} \quad (3.30)$$

Les contraintes déviatoriques sont les suivantes :

$$S_{11} = \sigma_{11} - \frac{1}{3}(\sigma_{11} + \sigma_{22})$$

$$S_{22} = \sigma_{22} - \frac{1}{3}(\sigma_{11} + \sigma_{22})$$

$$S_{33} = -\frac{1}{3}(\sigma_{11} + \sigma_{22})$$

En utilisant l'équation 3.27, la contrainte effective pour l'état planaire de contrainte vaut :

$$\sigma_e = \sqrt{(\sigma_{11})^2 + (\sigma_{22})^2 - \sigma_{11} \sigma_{22}} \quad (3.31)$$

3.6 Conclusion

La revue des modèles constitutifs permet de comprendre la complexité des équations mathématiques reliant l'état de contrainte à l'évolution de déformation afin de décrire le plus fidèlement le comportement d'un matériau métallique isotrope. L'accent a été mis sur le comportement plastique, notamment le critère d'écoulement plastique de Von Mises définissant le domaine élastique, différentes formulations d'écrouissage ainsi que l'écoulement plastique dépendant de la vitesse de chargement. Le critère d'écoulement plastique est indispensable pour quantifier la contrainte effective dans un champ de contrainte appliqué sur le matériau. À partir de ce critère, l'évolution de l'écrouissage ainsi que l'écoulement plastique dépendant du temps peuvent être définis.

CHAPITRE 4

DESCRIPTION DU TRAVAIL EXPÉRIMENTAL

Ce chapitre présente la méthodologie expérimentale mise en place pour étudier l'effet en deux dimensions du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier structural. Cette étude consiste en partie à effectuer des essais de traction biaxiaux sur des éprouvettes cruciformes en acier. Par conséquent, la conception d'une éprouvette cruciforme, les équipements d'essai et de mesure, le matériau utilisé ainsi que les procédures d'essai sur éprouvettes cruciformes seront présentés.

4.1 Conception de l'éprouvette cruciforme

À la suite de la revue de littérature sur les essais biaxiaux, l'essai de traction biaxial sur éprouvette cruciforme plane a été considéré comme étant le plus approprié pour décrire le comportement biaxial d'un métal. L'un des aspects les plus délicats relié à ce type d'essai est la conception de l'éprouvette elle-même. En fait, il n'existe pas une géométrie standard permettant de répondre aux exigences de chaque étude. Ainsi, chaque chercheur doit adopter une forme d'éprouvette optimale permettant d'atteindre les objectifs de son projet de recherche. Un des objectifs de ce projet est de développer une méthode expérimentale capable d'effectuer des essais de traction équibiaxiaux à différents taux de déformation. Ces essais consistent à charger l'éprouvette simultanément à la même vitesse de chargement dans les deux directions orthogonales (directions principales), lors d'un même essai, au delà de la limite élastique de l'acier. Ensuite, la vitesse de chargement est augmentée d'un essai à l'autre afin d'observer le comportement du matériau sous diverses sollicitations.

Une éprouvette cruciforme doit comporter une région où l'amorce de plastification peut être contrôlée et où la mesure des variables critiques telles que le taux de déformation peut être effectuée de façon efficace. On parle souvent de la *zone centrale*, ou de la *zone utile* ou encore de la *zone de mesure*. Il est important d'avoir une éprouvette cruciforme dont la zone centrale présente une répartition des déformations la plus uniforme possible, car cela implique que le matériau sera soumis au même taux de déformation lors d'un essai donné. L'obtention d'un profil de taux de déformation uniforme à travers la zone centrale est un critère important dans le choix d'une éprouvette dans le cadre de cette

étude. Généralement, une éprouvette cruciforme comporte quatre "bras" qui s'étendent de part et d'autre de la zone centrale et qui permettent de solliciter l'éprouvette.

Critères de conception

Afin de répondre aux objectifs énoncés précédemment, les critères suivants sont utilisés pour la conception d'une éprouvette cruciforme :

1. créer une zone qui présente des champs de déformation et de contrainte uniformes tout au moins suite à la plastification de l'acier dans le but d'obtenir des taux de déformation uniformes à travers la zone centrale ;
2. forcer l'écoulement plastique dans la zone centrale et éviter une rupture prématurée en dehors de cette zone puisqu'il importe d'étudier le comportement de l'acier durant la phase de plastification ;
3. éviter la présence de déformations de cisaillement dans la zone centrale afin de simuler le chargement sur l'éprouvette dans les directions principales ;
4. éviter l'apparition de concentration de contrainte à l'extérieur de la zone centrale, ce qui permet d'observer le comportement de l'acier même jusqu'à de grandes déformations.

Une revue de l'état de l'art au sujet de la conception d'éprouvette cruciforme jusqu'à l'année 2008 est présentée dans les travaux de Hannon et Tiernan [[Hannon et Tiernan, 2008](#)]. Cette revue présente des contributions importantes à l'établissement de la géométrie d'une éprouvette adéquate pouvant fournir des mesures fiables dans l'étude du comportement biaxial d'un métal. Voici un résumé des conclusions tirées de cette revue :

- l'arrondi dans les raccords des bras de l'éprouvette réduit les concentrations de contrainte dans ces zones prévenant ainsi une rupture prématurée de l'éprouvette ;
- l'amincissement de la zone centrale permet d'y concentrer la contrainte, ce qui force l'écoulement plastique à se produire dans cette zone. Cette méthode est utilisée par plusieurs chercheurs et s'est avérée très efficace ;
- l'incorporation de fentes dans chacun des bras permet de dissocier l'effet de transfert des efforts entre les deux axes orthogonaux de chargement en augmentant la flexibilité des bras. De cette manière, les efforts sont mieux découplés dans chaque direction de chargement.

La combinaison des trois conclusions précédentes conduit à des meilleurs résultats dans le processus d'optimisation des éprouvettes cruciformes. En mettant ces concepts à profit dans la recherche d'une géométrie d'éprouvette cruciforme optimale, plusieurs chercheurs arrivent à la conclusion que la présence des fentes dans les bras n'offre pas seulement la réduction de rigidité des bras mais aussi un moyen efficace pour rendre uniforme la répartition des contraintes et des déformations dans la zone centrale [Ferron et Makinde, 1988; Demmerle et Boehler, 1993; Kuwabara *et al.*, 1998; Ohtake *et al.*, 1999]. En même temps, il existe de nombreux autres paramètres qui ont aussi une influence sur l'uniformité des contraintes et des déformations dans la zone centrale. Voici une liste non-exhaustive de ces paramètres :

- le rayon de l'arrondi pour le raccordement des bras ;
- la géométrie et les dimensions de la zone centrale ;
- le rapport des épaisseurs entre les bras et la partie centrale ;
- la longueur, la largeur et la disposition des fentes dans les bras.

Détermination de la géométrie des éprouvettes

Dans le processus de conception de l'éprouvette cruciforme, il faut ajuster et optimiser les paramètres énoncés précédemment afin d'obtenir une géométrie qui répond aux critères fixés. Il faut aussi considérer que la détermination de la valeur relative de chacune de ces variables doit être effectuée de sorte que l'éprouvette puisse être facilement installées dans l'appareil d'essai et que l'éprouvette puisse être fabriquée par les outils disponibles dans un atelier d'usinage. Un des défis important de l'étude provient du fait qu'une étude paramétrique traditionnelle consistant à modifier un paramètre à la fois n'aboutit pas nécessairement à un design optimum parce qu'il existe des interactions entre deux ou plusieurs de ces paramètres. C'est la raison pour laquelle, Makinde et al. [Makinde *et al.*, 1992] ont adopté une approche statistique combinée avec la modélisation par éléments finis dans leur conception d'une éprouvette cruciforme qui conduit à la géométrie optimisée présentée à la figure 2.12b.

Sans devoir reprendre complètement la conception de l'éprouvette cruciforme, les résultats des travaux de Makinde et al. serviront de base afin d'établir la géométrie préliminaire d'une éprouvette. Ensuite, une modélisation par éléments finis est réalisée dans le but de valider la capacité de cette éprouvette à répondre aux critères d'optimisation fixés précédemment afin de s'assurer de son bon fonctionnement. Pour déterminer une géométrie préliminaire, il faut tout d'abord choisir la dimension maximale de la largeur des bras de



Remarque : toutes les dimensions sont en millimètres

Figure 4.1 Géométrie de l'éprouvette cruciforme utilisée

l'éprouvette selon la largeur des mâchoires et la capacité mécanique maximale des vérins hydrauliques. Ensuite, une longueur d'éprouvette ainsi que le rapport entre l'épaisseur de bras et l'épaisseur de zone centrale doivent être choisis. Selon Makinde et al. [Makinde et al., 1992], une éprouvette cruciforme optimale doit avoir une longueur au moins égale à la largeur des bras ainsi qu'un rapport des épaisseurs qui se situe entre 4 et 6. Ce rapport a été fixé à 4.1 en sachant que l'épaisseur des bras est la même que l'épaisseur de la tôle d'acier à partir de laquelle des éprouvettes seront prélevées. Une largeur de 70 mm et une longueur de 270 mm ont été ainsi adoptées. Le nombre des fentes à utiliser est de 7 tel que propose par Demmerle et Boehler [Demmerle et Boehler, 1993]. La figure 4.1 présente la géométrie de l'éprouvette optimisée par une analyse par éléments finis. Les résultats de cette analyse sont présentés dans la section suivante.

Résultats de l'analyse par éléments finis

La description détaillée de la modélisation par éléments finis est présentée au chapitre 5. En raison des conditions de symétrie, seulement un quart de l'éprouvette est modélisé en respectant les conditions aux limites imposées lors des essais de traction équi-biaxiaux. Dans le but de déterminer la répartition des contraintes et des déformations au moment de la plastification dans la zone centrale de l'éprouvette cruciforme, l'éprouvette en acier a été soumise à des déformations équi-biaxiales. C'est-à-dire que les mêmes déplacements sont imposés dans les deux bras orthogonaux lors à chaque itération de calcul. La figure 4.2 présente la discrétisation du modèle analysé illustrant aussi le chargement appliqué.

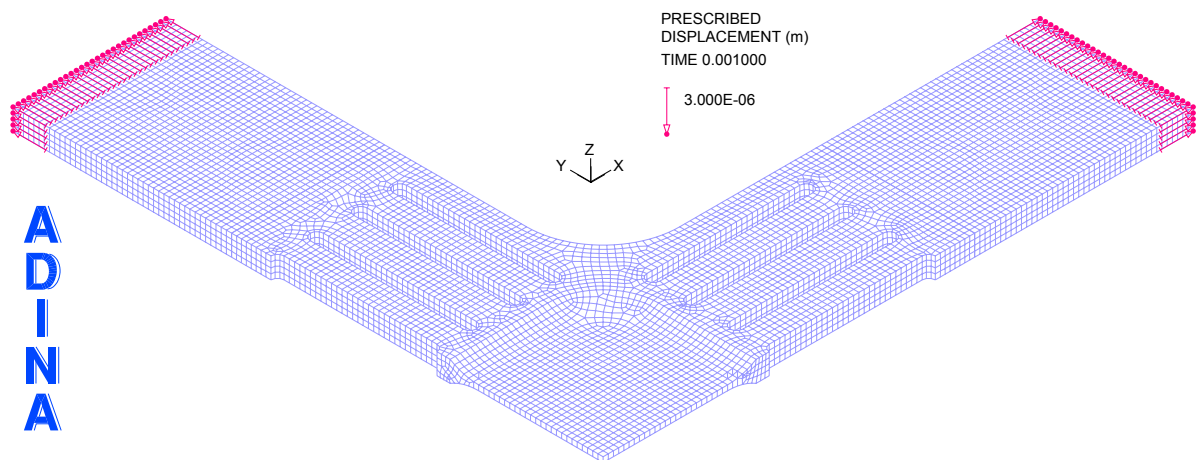


Figure 4.2 Représentation du modèle analysé dans ADINA avec le chargement appliqué

Deux analyses ont été effectuées. La première est réalisée dans la condition de chargement quasi-statique alors que la seconde est réalisée dans la condition de chargement dynamique. Les deux analyses sont effectuées à l'aide d'un schéma d'intégration implicite direct dans lequel l'effet du temps sur les propriétés des matériaux est pris en compte. Autrement dit, ceci permet de tenir compte de l'effet du taux de déformation sur la limite élastique du matériau utilisé lors des analyses. Il y a 100 pas de temps de calcul par analyse. Pour le chargement quasi-statique, la vitesse des déplacements imposés est de 0.003 mm/s et chaque pas de temps correspond à 1 s. Pour le chargement dynamique, la vitesse des déplacements imposés est de 3 mm/s et un pas de temps de calcul correspond à 0.001 s.

Il est précisé que le modèle numérique utilisé lors de l'étape de conception de l'éprouvette est différent du modèle utilisé pour l'analyse d'un essai sur éprouvette cruciforme. La première différence concerne le groupe d'éléments. Un groupe d'éléments dans la modélisation vise à créer des éléments avec des mêmes propriétés. Lors de sa conception, l'éprouvette est modélisée par un seul groupe d'éléments. Lors de l'analyse d'un essai sur éprouvette cruciforme, l'éprouvette est modélisée par trois groupes d'éléments. Le dernier aspect distinctif de modélisation concerne le modèle mathématique de matériau adopté. Un modèle bilinéaire de matériau (figure 3.6b) qui est considéré comme un modèle elastoplastique simple a été utilisé afin de représenter le comportement plastique de l'acier lors des analyses à l'étape de conception de l'éprouvette alors que le modèle multilinéaire qui représente l'écrouissage de matériau par plusieurs raideurs après plastification a été privilégié lors des simulations d'essai.

La figure 4.3 présente la définition du modèle bilinéaire de l'acier utilisé dans ADINA pour les analyses à l'étape de conception de l'éprouvette. D'après la figure 4.3a, le module de Young $E = 200$ GPa est utilisée. Le coefficient de Poisson est fixé à 0.3. La limite élastique statique $F_{ys} = 350$ MPa est utilisée selon la norme CSA S16 [CAN/CSA-S16, 2014] pour l'acier de grade 350W. La masse volumique de l'acier est de 7850 kg/m³. La raideur après plastification $E_p = 0.91$ GPa est déterminée à partir des résultats des essais uniaxiaux standard effectués par Lamarche et Tremblay [Lamarche et Tremblay, 2011]. En fait, leurs résultats présentent les valeurs de E_p/E pour les éprouvettes prélevées de l'aile et de l'âme d'un profilé en acier 350W de section en I. La valeur moyenne de $E_p/E = 0.00455$ est utilisée dans les analyses de cette étude. La déformation plastique effective maximale est limitée à 10% pour le modèle bilinéaire utilisé dans les analyses.

D'après la figure 4.3b, un taux de déformation de 2×10^{-4} sec⁻¹ définissant la transition d'un chargement quasi-statique vers un chargement dynamique ainsi qu'un paramètre d'écrouissage lié à l'effet du taux de déformation d'une valeur de 0.0098 sont utilisés dans

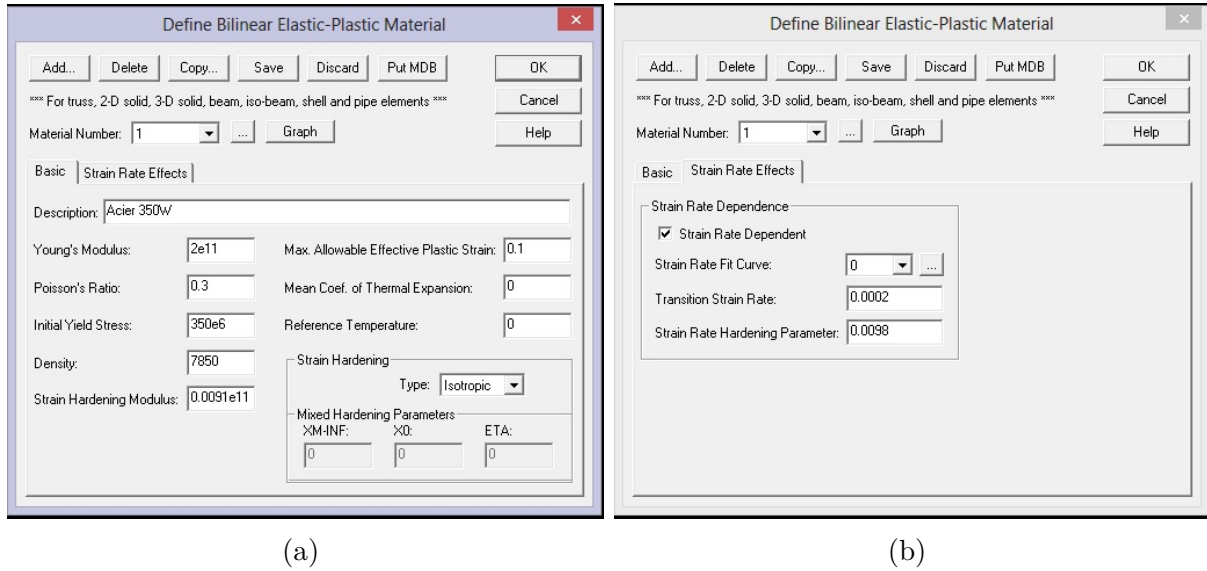


Figure 4.3 Définition de l'acier par le modèle bilinéaire dans ADINA (a) paramètres de base (en unité SI) ; (b) paramètres liés à l'effet du taux de déformation

ADINA. Ces paramètres liés à l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier sont obtenues à partir des résultats de [Lamarche et Tremblay, 2011] également. La procédure permettant d'obtenir ces paramètres est la suivante.

En se basant sur les résultats expérimentaux et sur l'équation 2.8 proposée par Wakabayashi et al. [Wakabayashi et al., 1984], Lamarche et Tremblay ont proposé d'évaluer l'augmentation de la limite élastique dynamique F_{yd} de l'acier 350W selon l'équation 4.1 dans laquelle $\dot{\epsilon}_0 = 2 \times 10^{-4} \text{ sec}^{-1}$.

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + 0.0225 \log_{10} \left| \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right| \quad (4.1)$$

Puisque le logiciel ADINA adopte l'équation 2.9 proposée par Drysdale et Zak [Drysdale et Zak, 1985] dans les codes de calcul, il faut trouver les paramètres de l'équation 2.9 à partir de la relation 4.1. L'équation 4.2 de Drysdale et Zak qui donne également l'augmentation de la limite élastique en fonction du taux de déformation de l'acier 350W est obtenue en effectuant la calibration selon l'équation 4.1. Dans l'équation 4.2, $\dot{\epsilon}_0 = 2 \times 10^{-4} \text{ sec}^{-1}$.

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + 0.0098 \ln \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \quad (4.2)$$

La bonne concordance entre les résultats expérimentaux obtenues par Lamarche et Tremblay avec l'équation 4.1 de Wakabayashi et al. ainsi qu'avec l'équation 4.2 de Drysdale

centrale. La distance x représente la distance mesurée à partir du centre de l'éprouvette le long de l'axe central. Les positions $x/L = 0$ et $x/L = 1$ indiquent respectivement le centre et l'extrémité de la zone centrale de l'éprouvette (voir figure 4.5).

La figure 4.6 présente les gradients de la déformation axiale à travers la zone centrale dans les conditions de chargement quasi-statique et dynamique. Il est à constater que la condition de chargement n'a pas d'influence sur le gradient de la déformation. Sur la figure 4.6, $\delta\varepsilon_1$ représente la variation absolue entre la déformation axiale évaluée à une position x/L donnée et la déformation axiale ε_1 évaluée au centre de l'éprouvette. Par exemple, le rapport $\delta\varepsilon_1/\varepsilon_1$ est égal à environ 10% à une position $x/L = 0.5$, ce qui signifie que la déformation à cette position est de 10% supérieure à la déformation au centre de l'éprouvette. En effet, les déformations sont uniformes sur la moitié de la zone centrale avec une variation limitée à 10%. Globalement, les déformations dans la zone centrale augmentent de façon parabolique du centre vers l'extrémité jusqu'à la position $x/L = 0.9$ après laquelle les déformations diminuent.

La figure 4.7 présente les gradients de la contrainte axiale à travers la zone centrale dans les conditions de chargement quasi-statique et dynamique. La condition de chargement n'a pas d'influence sur le gradient de la contrainte. Sur la figure 4.7, $\delta\sigma_1$ représente la variation absolue entre la contrainte axiale évaluée à une position x/L donnée et la contrainte axiale σ_1 évaluée au centre de l'éprouvette. Par exemple, le rapport $\delta\sigma_1/\sigma_1$ est égal à environ 10% à la position $x/L = 1$, ce qui signifie que la contrainte à l'extrémité de la zone centrale est de 10% supérieure à la contrainte au centre de l'éprouvette. Les contraintes dans la zone centrale sont uniformes avec une variation au plus de 10% par rapport à la contrainte observée au centre de l'éprouvette. Le rapport σ_1/F_{ys} est de 1.08 pour la condition de chargement dynamique et de 1.02 pour la condition de chargement quasi-statique, ce qui indique que la contrainte au centre de l'éprouvette est augmentée de 6% à cause de l'effet du taux de déformation.

La figure 4.8 présente les gradients du taux de déformation axial à travers la zone centrale. Les gradients du taux de déformation prennent une forme presque identique pour les deux conditions de chargement. Sur la figure 4.8, $\delta\dot{\varepsilon}_1$ représente la variation absolue entre le taux de déformation évalué à une position x/L donnée et le taux de déformation $\dot{\varepsilon}_1$ évalué au centre de l'éprouvette. Les taux de déformation dans la zone centrale augmentent de façon parabolique du centre vers l'extrémité jusqu'à la position $x/L = 0.85$ après laquelle les taux de déformation diminuent. En terme de valeur absolue, les taux de déformation dans la condition de chargement dynamique varient de 0.096 sec^{-1} au centre de l'éprouvette à 0.12 sec^{-1} à la position $x/L = 0.85$. D'après l'équation 4.2, l'augmentation de F_y est

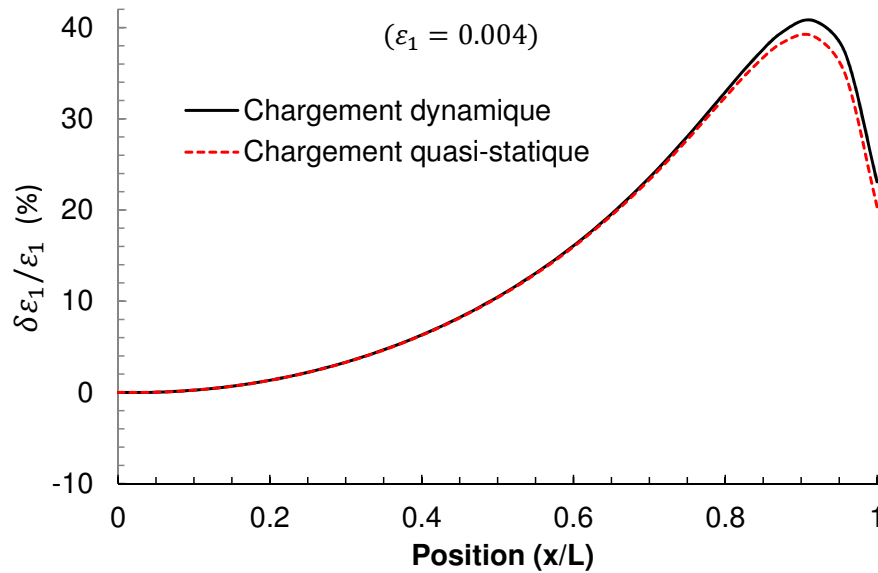


Figure 4.6 Niveau d'uniformité de la déformation à l'intérieur de la zone centrale de l'éprouvette cruciforme adoptée

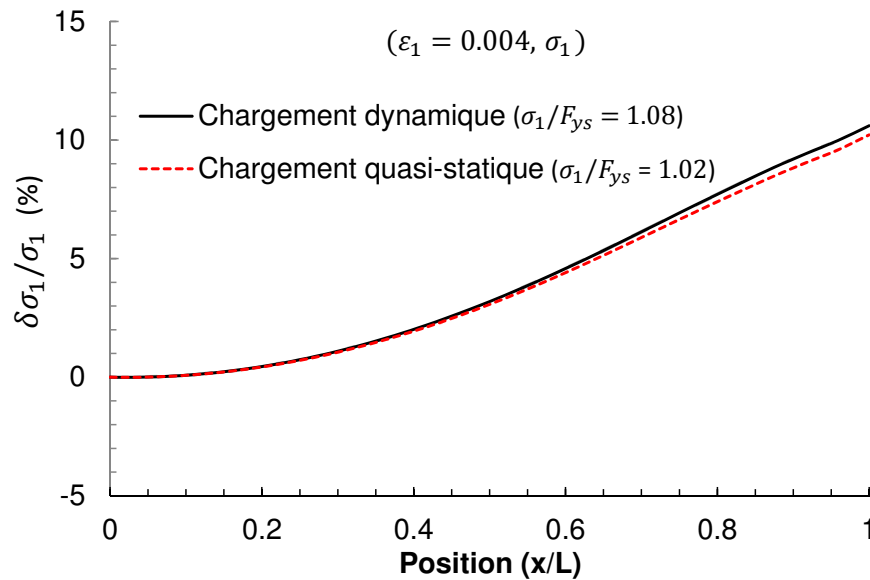


Figure 4.7 Niveau d'uniformité de la contrainte à l'intérieur de la zone centrale de l'éprouvette cruciforme adoptée

de 6.3% lorsque le taux de déformation est de 0.096 sec^{-1} et de 6.1% lorsque le taux de déformation est de 0.12 sec^{-1} . Il est évident que la variation du taux de déformation à travers la zone centrale n'affecte pas la limite élastique de l'éprouvette.

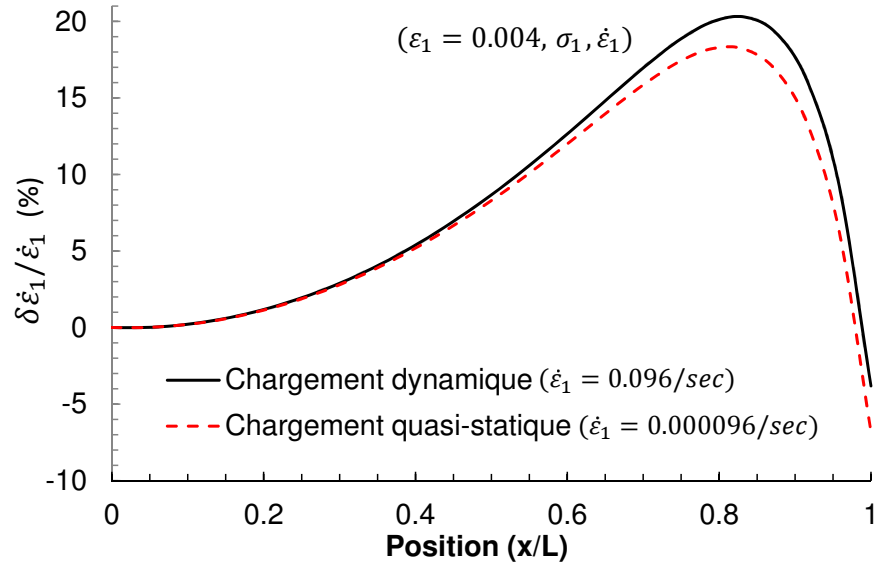


Figure 4.8 Niveau d'uniformité du taux de déformation à l'intérieur de la zone centrale de l'éprouvette cruciforme adoptée

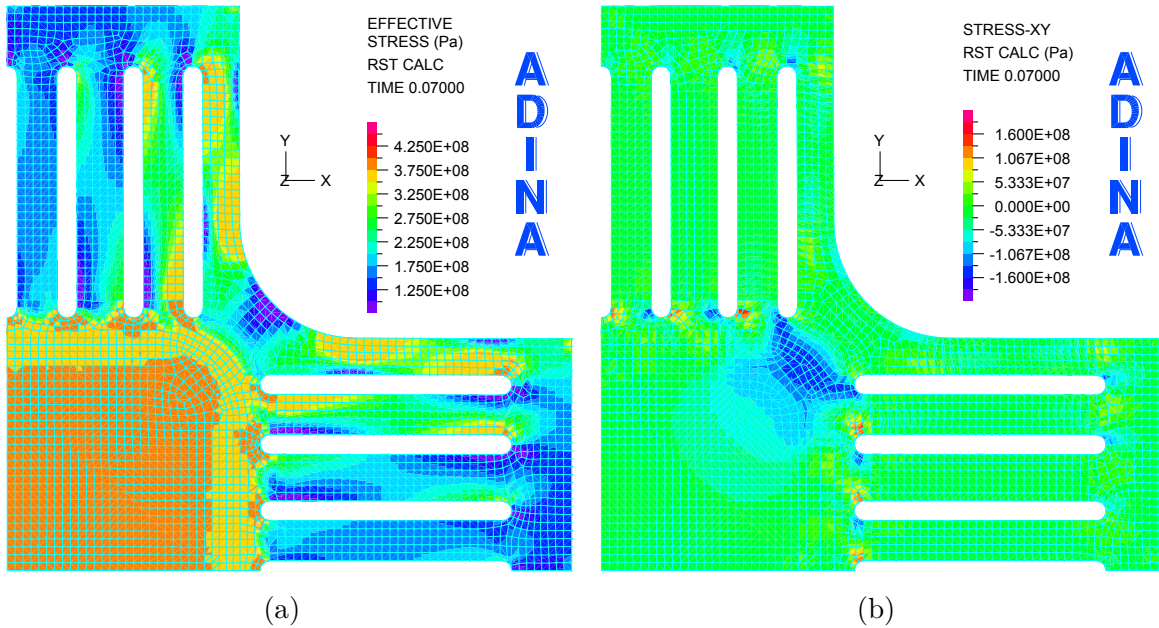


Figure 4.9 Répartition des contraintes dans l'éprouvette lorsqu'elle est soumise à un chargement dynamique en déformations planes : (a) contrainte effective ; (b) contrainte de cisaillement

Les figures 4.9a et 4.9b présentent respectivement la répartition de la contrainte effective et la répartition de la contrainte de cisaillement dans l'éprouvette. La répartition de la contrainte effective est très uniforme dans la zone centrale. Les contraintes de cisaillement y sont presque nulles. Il est aussi à remarquer sur la figure 4.9a que des concentrations de contrainte apparaissent seulement à l'intérieur de la zone centrale où la plastification doit prendre place de telle sorte que l'éprouvette ne subit pas de rupture prématurée.

Fabrication des éprouvettes

Les éprouvettes cruciformes ont été prélevées dans une plaque d'acier. Tel que présentée à la figure 4.1, la forme de l'éprouvette adoptée comporte sept fentes dans chaque bras et une section amincie dans la partie centrale. La première étape dans la fabrication des éprouvettes a été de découper le contour au laser. Ensuite, une fraise à embout a été utilisée afin de créer les fentes situées sur chaque bras ainsi que pour machiner la partie transitoire autour de la partie centrale selon le rayon d'arrondi qui est spécifié sur la vue en coupe de la figure 4.1. La toute dernière étape de fabrication consiste à enlever la matière dans la zone centrale de part et d'autre de l'éprouvette. Cette opération a été assistée par une fraise à embout sphérique afin de répondre à l'exigence très stricte en matière de tolérance d'usinage. L'usinage des éprouvettes a été effectué en respectant différentes tolérances de fabrication qui sont présentées à la figure 4.1. Il est à souligner que les éprouvettes ont été fabriquées dans l'atelier d'usinage C.L à Sherbrooke.

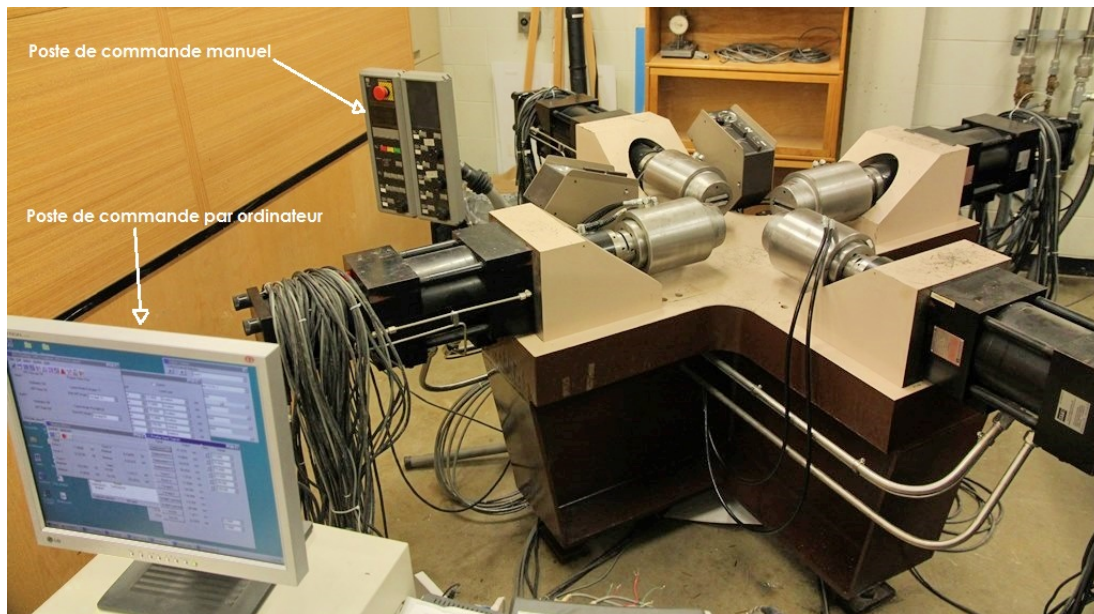
4.2 Montage expérimental

4.2.1 Appareil de traction biaxiale

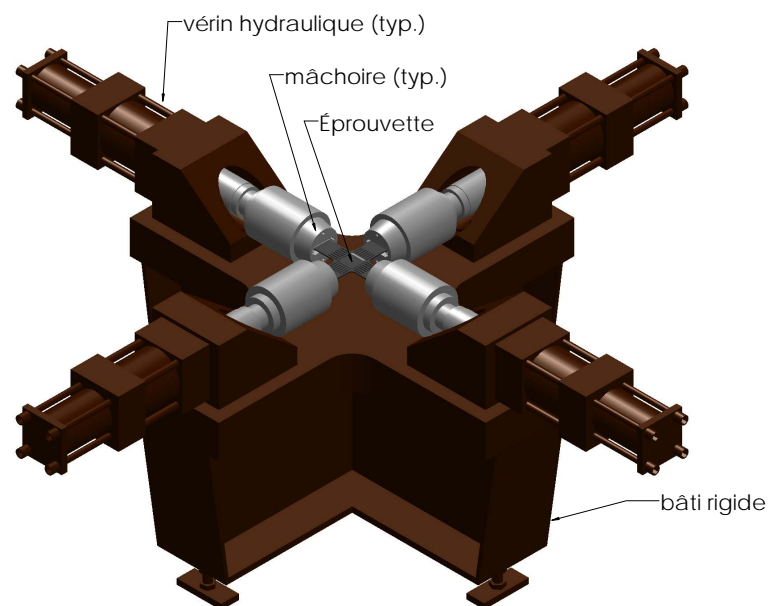
La réalisation des essais de traction biaxiaux sur éprouvettes cruciformes nécessite un appareil de traction biaxiale capable d'appliquer un chargement dans le plan suivant deux directions orthogonales. L'appareil qui a servi tout au long de ce projet de recherche a été entièrement conçu et assemblé au laboratoire des structures du Département de Génie Civil de l'Université de Sherbrooke. Cet appareil comporte un système de chargement à quatre vérins hydrauliques disposés dans le plan horizontal muni d'un système de contrôle digital par ordinateur. La figure 4.10a montre la vue d'ensemble de cet appareil.

Système de chargement

Quatre vérins hydrauliques sont montés sur un bâti horizontal constitué d'une plaque cruciforme en acier de 152 mm d'épaisseur et d'une structure de poutres d'acier en "I"



(a) Vue d'ensemble de l'appareil



(b) Schéma Solidworks

Figure 4.10 Appareil de traction biaxiale

disposées en forme de croix (figure 4.10b). La plaque d'acier est soudée sur les poutres de manière à assurer une très grande rigidité et minimise tous phénomènes de flexion et de torsion lors d'un chargement. Ceci assure que les efforts imposés par les vérins sont toujours coplanaires. Il est à souligner que ce type de bâti rigide horizontal sous forme de croix comporte une zone accessible entre les quatre vérins, ce qui facilite la mise en place de l'éprouvette.

Chacun des axes de chargement comporte deux vérins hydrauliques ayant chacun une capacité de 250 kN en traction ou en compression. Les quatre vérins sont identiques. Une cellule de charge et des capteurs LVDT ("Linear Variable Displacement Transducer") y sont intégrés pour mesurer respectivement la force et les déplacements imposés à l'éprouvette au cours d'un essai. Deux servovalves assurent le contrôle de chacun des vérins qui offrent une course de 152 mm et une vitesse maximale de 254 mm/s. Des mâchoires à serrage hydraulique sont installés dans l'extrémité mobile de chaque vérin afin de maintenir l'éprouvette en place. De nombreux essais ont été effectués pour assurer la coaxialité des vérins situés sur un même axe et l'orthogonalité des deux directions de chargement. Ce travail ainsi que la conception détaillée de l'appareil de traction biaxiale sont décrits de façon détaillée par Green [Green, 1989].

Système de contrôle

Le fonctionnement de l'appareil de traction biaxiale est assuré par un système de contrôle digital par ordinateur. Ce système est composé d'un boîtier de contrôle digital MTS Teststar II ayant plusieurs canaux dédiés aux différents capteurs électriques, un logiciel MTS Teststar 790 version 4 assurant la communication avec le contrôleur digital ainsi qu'un utilitaire de commande MTS TestWare-SX 790 version 4 permettant de générer des sous-routines de commande. Les capteurs internes de l'appareil de traction biaxiale ainsi que des capteurs externes tels que des potentiomètres sont connectés directement au contrôleur digital pour des fins de contrôle et d'acquisition de données. Un poste de commande manuel est aussi relié au contrôleur digital afin de manipuler les vérins aisément lors la mise en place des éprouvettes.

Cet appareil de traction biaxiale offre deux possibilités de contrôle, soit le contrôle en force et le contrôle en déplacement. À partir de l'utilitaire de commande ou du poste de commande manuel, les signaux sont transmis aux servovalves qui, à leur tour, contrôlent le déplacement des vérins hydrauliques. À l'aide des cellules de charge et des capteurs LVDT installés sur les vérins, un signal de retour est renvoyé au système de contrôle qui réajuste

la commande aux servovalves. Ce schéma de contrôle en boucle fermée asservie permet d'effectuer le contrôle de chacun des axes de chargement de façon indépendante.

Système d'acquisition

Lors des essais expérimentaux, l'acquisition de données est une étape très importante qui influence directement les résultats expérimentaux ainsi que l'interprétation de ceux-ci. Avant d'effectuer l'enregistrement des données, tous les équipements de mesure tels que les cellules de charge, les capteurs LVDT et les potentiomètres ont été calibrés. Ces capteurs sont ensuite branchés au contrôleur digital dans les canaux d'acquisition qui leur sont destinés. Les signaux de mesure provenant des capteurs sous forme d'une tension électrique variant de -10 V à 10 V sont transmis à la carte d'acquisition du contrôleur digital.

Puisque l'objectif du projet est d'effectuer des essais de traction aux taux élevés de déformation, il est nécessaire de disposer d'une capacité d'acquisition à haute fréquence. Dans le cas du contrôleur digital MTS Teststar II, la fréquence d'acquisition nominale est limitée à 5000 Hz , ce qui est amplement suffisant pour obtenir suffisamment de données expérimentales. Les forces provenant des deux cellules de charge, les déplacements des quatre vérins, les déplacements obtenus par les deux potentiomètres embarqués sur les éprouvettes sont enregistrés lors de chaque essai.

4.2.2 Potentiomètre linéaire

Pour des fins de calibration des modèles numériques permettant de simuler des essais sur éprouvette cruciforme, il est nécessaire de pouvoir mesurer les déformations dans la zone de plastification de l'éprouvette avec précision pendant toute la durée de l'essai. L'option d'utiliser des jauges de déformation a été retenue en premier lieu.

Dans le but de se familiariser avec l'appareil de traction biaxiale et de s'assurer du bon fonctionnement des jauges de déformation, un essai préliminaire sur une éprouvette cruciforme a été réalisé au début du projet. Cet essai consiste à imposer un effort de traction uniaxiale sous forme de rampe linéaire à un très faible taux de déformation selon un contrôle en déplacement monotone. Par conséquent, au centre de l'éprouvette, deux jauges de déformation de la compagnie Vishay sont installées de part et d'autre de l'éprouvette suivant la direction de chargement. Sur un côté de l'éprouvette, la jauge conventionnelle CEA-06-240UZ-120 dont la longueur initiale est de 6 mm est utilisée. Sur l'autre côté de l'éprouvette, la jauge spéciale EP-08-250BG-120 capable de mesurer de grandes déforma-

tions (théoriquement jusqu'à 20%) est utilisée. La longueur initiale de la jauge EP est de 6.35 mm.

À la suite de l'essai, les mesures des deux jauges ont été corrigées pour la non-linéarité selon la méthode fournie par le fabricant. Les résultats de l'essai préliminaire de traction

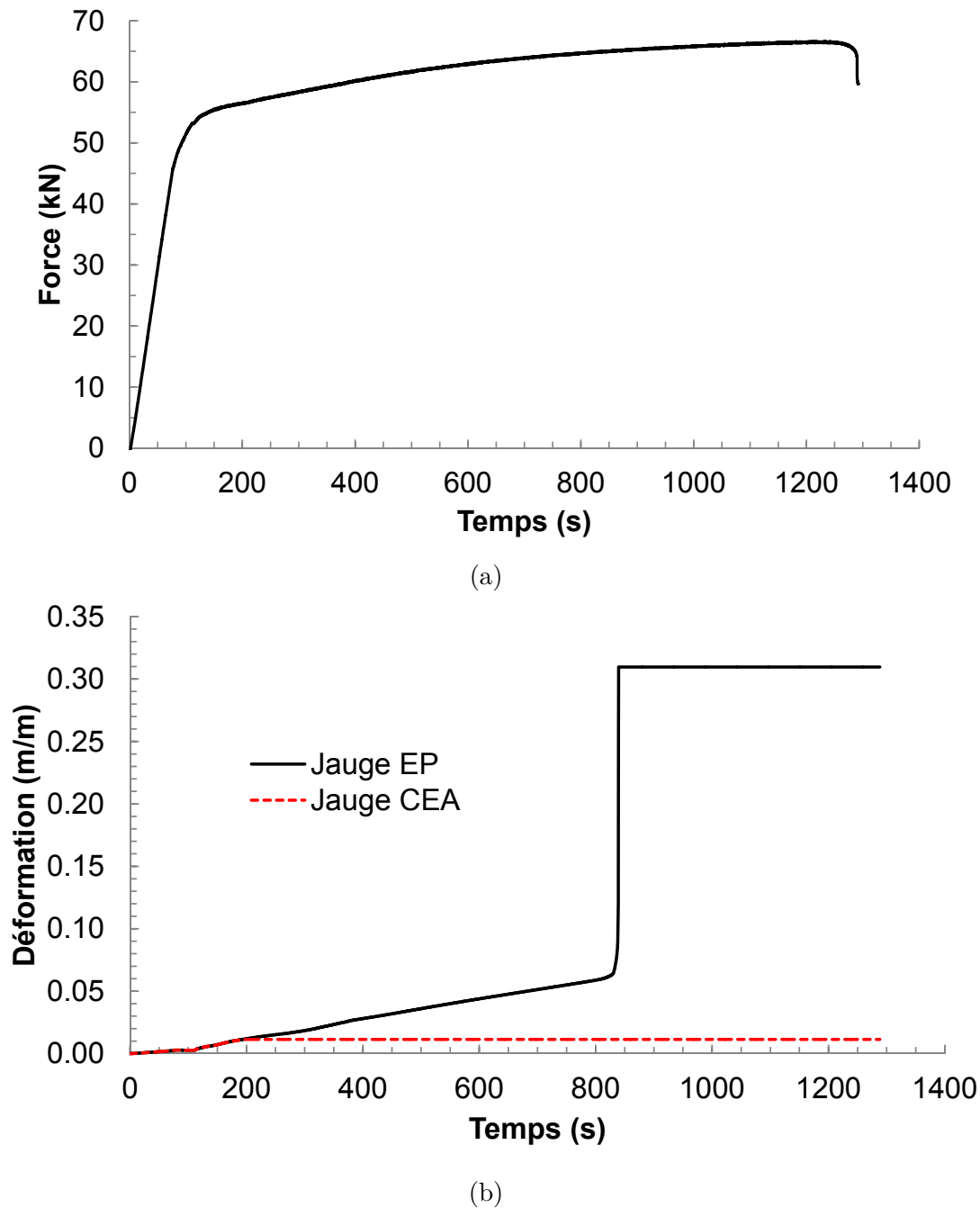


Figure 4.11 Résultats de l'essai préliminaire de traction uniaxiale sur éprouvette cruciforme (a) courbe force-temps; (b) courbes déformation-temps

uniaxiale sur éprouvette cruciforme sont présentés à la figure 4.11. La figure 4.11a montre la force des vérins hydrauliques enregistrée par le cellule de charge en fonction du temps, ce qui indique que l'essai a duré approximativement 1300 sec. La figure 4.11b illustre l'évolution des déformations mesurées par les deux jauges au centre de l'éprouvette cruciforme. Durant l'essai, la jauge conventionnelle CEA cesse de fonctionner à une déformation d'environ 1%. Tel qu'espéré, la jauge EP continue de mesurer les déformations à de grandes déformations mais cesse de fonctionner normalement à partir d'une déformation égale à environ 5%. Il est à remarquer qu'il y a un très grand saut de déformation qui varie de 5% à 30% pendant quelques secondes, ce qui est impossible car le déplacement des vérins est monotone et à faible vitesse.

La figure 4.12 illustre plus clairement l'évolution des déformations pendant les 350 premières secondes de l'essai préliminaire. Il est à constater que les jauges de déformation enregistrent une déformation constante d'environ 0.3% du temps 75 s au temps 110 s. Pourtant, la force pendant cette période continue d'augmenter d'après la figure 4.11a. Ceci est dû au fait que les déformations sont mesurées très localement au centre de l'éprouvette et que le champ de déformation n'est pas parfaitement uniforme au centre de l'éprouvette probablement à cause d'infimes imperfections locales où la rigidité locale est affectée par le comportement écrouissant de l'acier. Tel qu'illustré à la figure 4.6, le contour de la zone centrale subit également un niveau de plastification plus important que le centre. La mesure très localisée et la capacité limitée des jauges de déformation à obtenir des mesures fiables jusqu'à de grandes déformations sont des inconvénients importants. En plus, l'installation des jauges EP constitue une tâche lourde, car l'installation est très complexe et nécessite une cure.

Pour palier aux inconvénients inhérents aux jauges de déformation, les allongements de la zone centrale dans les deux directions orthogonales ont été mesurés à l'aide de deux potentiomètres linéaires. Le potentiomètre linéaire utilisé a une course de 13 mm et provient de la série des capteurs de déplacement CLP13 de la compagnie MEGATRON. Ce capteur comprend un boîtier et une tige amovible qui peut coulisser sans frottement à l'intérieur du boîtier. La détection mécanique de mouvement linéaire est effectuée par le mouvement de la tige. La tige amovible est équipée d'un dispositif de rappel de ressort dans le but de ramener la tige à sa position initiale après avoir subi un déplacement.

Le montage du potentiomètre a été conçu et développé au laboratoire de structures du département de génie civil. La figure 4.13 donne la vue d'ensemble de ce montage. Lors du montage d'un spécimen sur l'appareil de chargement, le boîtier du potentiomètre est fixé par le biais de quatre vis à une plaque d'appui qui repose sur un côté de l'éprouvette. Pour

maintenir le boîtier en place durant l'essai, une autre plaque d'appui placée sur l'autre côté de l'éprouvette est attachée à la plaque d'appui du boîtier à l'aide de deux vis de serrage. Une de ces vis de serrage s'appuie sur la tête de la fente centrale qui sert aussi de point de contact avec l'éprouvette.

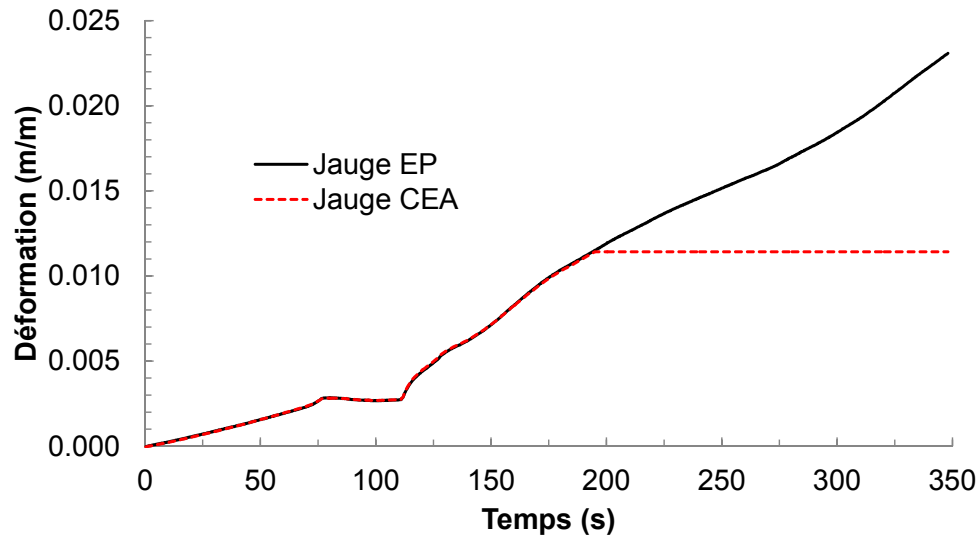


Figure 4.12 Déformation au centre de l'éprouvette mesurée par les jauges de déformation lors de l'essai préliminaire

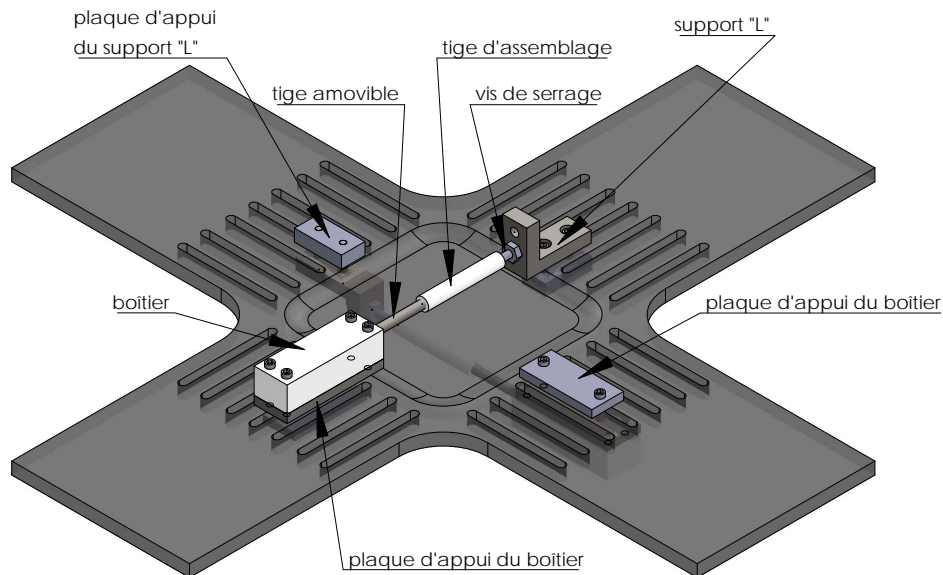


Figure 4.13 Montage du potentiomètre linéaire sur l'éprouvette cruciforme

À l'opposé du boîtier du potentiomètre, un support machiné sous forme de L est utilisé afin d'appuyer la tige amovible du potentiomètre. La connexion entre cette dernière et le

support est assurée par une tige d'assemblage et une vis de serrage placé horizontalement sur ce support. Pour maintenir le support "L" en place durant l'essai, une plaque d'appui placée de l'autre côté de ce support est attachée à l'aide de deux vis de serrage. Une de ces vis de serrage s'appuie sur la tête de la fente centrale qui sert le deuxième point de contact avec l'éprouvette. Les deux points de contact permettent de fixer la longueur de mesure initiale qui est la longueur entre la tête de la fente centrale située sur un bras et celle située sur le bras opposé. La figure 4.14 illustre bien la position des deux points de contact.

Il est à souligner que les deux potentiomètres sont disposés de part et d'autre de l'éprouvette pour ne pas créer d'encombrement (figure 4.13). Avant chaque essai, la tige amovible du potentiomètre est mise en compression lors de la mise en place du spécimen. La tige se déplace lorsqu'il y a un allongement de la partie centrale, ce qui permet de mesurer les déplacements moyens dans les parties centrales.

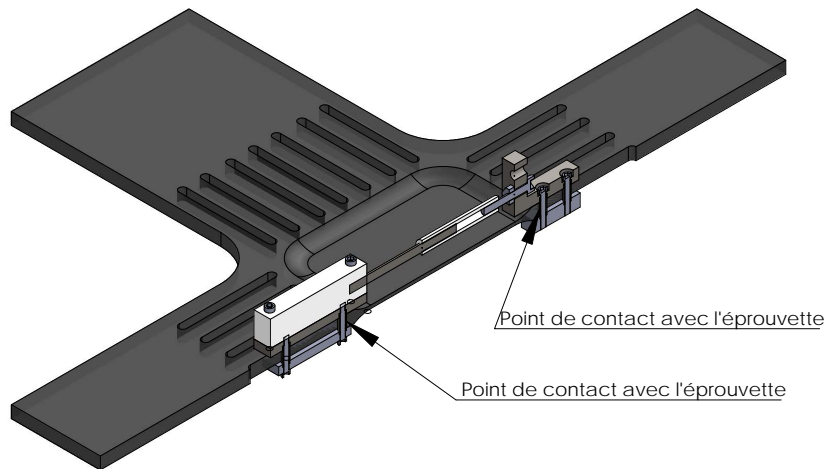


Figure 4.14 Vue en coupe du montage du potentiomètre

4.3 Matériau étudié

Durant la phase expérimentale de cette étude, des essais de traction uniaxial et biaxial ont été effectués sur des éprouvettes cruciformes machinées à partir d'une plaque d'acier. Le matériau constituant cette plaque est de l'acier structural de grade 350W fabriqué en conformité avec la norme canadienne CSA G40.21. Il s'agit du type d'acier le plus utilisé dans les charpentes d'acier au Canada.

4.4 Procédure d'essai sur éprouvettes cruciformes

Dix éprouvettes cruciformes ont été testées à différentes vitesses de déplacement induisant divers taux de déformation. Cette procédure d'essai vise à caractériser l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier selon deux types de sollicitation. Le premier correspond au comportement de l'acier lorsqu'il est sollicité de façon uniaxiale. Le second correspond au comportement de l'acier soumis à une sollicitation équibiaxiale suivant les directions principales de contrainte. Les résultats des essais serviront non seulement à quantifier la variation de la limite élastique en fonction du taux de déformation, mais aussi, à déterminer si le comportement en chargement uniaxial de l'acier est différent ou non du comportement en chargement biaxial.

Avant les essais, la direction de laminage a été identifiée visuellement sur chaque éprouvette cruciforme. Durant un essai de traction, l'éprouvette cruciforme est soumise à un chargement axial appliqué sous forme de rampe linéaire jusqu'à la rupture. Dans le cas de l'essai de la traction uniaxiale, deux bras suivant une seule direction sont chargés pendant que les deux autres bras sont laissés libres. Dans le cas de l'essai de traction biaxial, les quatre bras subissent les chargements simultanément. Le chargement axial est réalisé en contrôle de déplacement dans les deux directions. La vitesse de déplacement des vérins hydrauliques doit être spécifiée au préalable et reste constante au cours d'un essai donné. Puisque la relation entre la vitesse de chargement des vérins hydrauliques et le taux de déformation axial observé sur l'éprouvette n'est pas connue explicitement, il est nécessaire d'estimer la vitesse des vérins à partir du taux de déformation visé et de la longueur de plastification de l'éprouvette qui correspond à la longueur de la zone centrale de 57 mm.

Selon les équations 3.28 et 3.30, afin de viser le même taux effectif de déformation plastique en chargement uniaxial qu'en chargement équibiaxial, il faut que le taux de déformation plastique axial du chargement équibiaxial soit deux fois moins important que celui du chargement uniaxial. Autrement dit, le matériau subit théoriquement le même taux de déformation effectif lorsque la vitesse de déplacement des vérins lors d'un essai de traction équibiaxial est deux fois moins rapide que la vitesse de déplacement des vérins lors d'un essai de traction uniaxial. Les dix essais de traction uniaxial et équibiaxial permettant de viser les taux effectifs de déformation plastique variant de 10^{-4} à $2 \times 10^0 \text{ sec}^{-1}$ sont résumés au tableau 4.1.

Tableau 4.1 Liste des essais pour la caractérisation de l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier

No. d'essai	Sollicitation	Vitesse de déplacement des vérins (mm/s)		$\dot{\epsilon}_e^p$ visé (sec ⁻¹)
		dir. ⁱ de laminage	dir. transversale	
CU1	uniaxiale	0.0057	-	1×10^{-4}
CU2	uniaxiale	-	0.0057	1×10^{-4}
CU3	uniaxiale	1.2	-	2×10^{-2}
CU4	uniaxiale	6	-	1×10^{-1}
CU5	uniaxiale	12	-	2×10^{-1}
CU6	uniaxiale	-	60	1×10^0
CB1	équibiaxiale	0.00285	0.00285	1×10^{-4}
CB2	équibiaxiale	0.6	0.6	2×10^{-2}
CB3	équibiaxiale	6	6	2×10^{-1}
CB4	équibiaxiale	60	60	2×10^0

ⁱ dir. = direction

Quatre essais biaxiaux à un taux de déformation quasi-statique de 10^{-4} sec⁻¹ ont été ajoutés à ceux du tableau 4.1 et sont résumés au tableau 4.2. Les vitesses de déplacement dans les deux directions de l'éprouvette lors de chacun de ces quatre essais sont contrôlées afin d'imposer un rapport de déformation visé préalablement à la zone centrale. Le rapport de déformation est le rapport de la déformation axiale moyenne de la zone centrale suivant la direction de laminage ($\bar{\epsilon}_X$) sur la déformation axiale moyenne suivant la direction transversale au laminage ($\bar{\epsilon}_Y$). Les vitesses des vérins sont contrôlées de sorte que le rapport de déformation devient ($\bar{\epsilon}_X : \bar{\epsilon}_Y$) = (3 : 1), (3 : 2), (1 : 3) et (2 : 3) pour les essais CB5, CB6, CB7 et CB8 respectivement. Ces quatre essais ont pour but de s'assurer de la limite élastique quasi-statique de l'acier utilisé. Ils permettent également de valider le modèle constitutif de l'acier du modèle numérique notamment le critère d'écoulement utilisé (Von Mises) dans le cas où la contrainte est biaxiale alors que l'effet du taux de déformation sur l'écoulement plastique de l'acier est presque inexistant.

Tableau 4.2 Liste des essais biaxiaux à un taux de déformation quasi-statique

No. d'essai	Sollicitation	Vitesse de déplacement des vérins (mm/s)		$\dot{\epsilon}_e^p$ visé (sec ⁻¹)
		dir. ⁱⁱ de laminage	dir. transversale	
CB5	biaxiale	0.0057	0.0019	1×10^{-4}
CB6	biaxiale	0.0057	0.0038	1×10^{-4}
CB7	biaxiale	0.0019	0.0057	1×10^{-4}
CB8	biaxiale	0.0038	0.0057	1×10^{-4}

ⁱⁱ dir. = direction

CHAPITRE 5

DESCRIPTION DU TRAVAIL DE MODÉLISATION

Les essais sur éprouvettes cruciformes décrits au chapitre 4 fournissent des données expérimentales permettant de déterminer la limite élastique de l'acier en fonction du taux de déformation. Cependant, les contraintes dans la zone centrale où l'écoulement plastique est concentré ne peuvent pas être calculées analytiquement à cause de la forme d'éprouvette cruciforme. Le recours à des méthodes numériques de résolution est une option indispensable afin d'étudier le comportement mécanique non linéaire de l'acier affecté par de hauts taux de déformation. L'approche utilisée dans cette étude numérique consiste à simuler numériquement, à l'aide d'un logiciel de calcul par éléments finis, les dix essais de traction uniaxiaux et équibiaxiaux à différents taux de déformation ainsi que quatre essais biaxiaux à faible taux de déformation. La validation du bon fonctionnement de l'éprouvette cruciforme est par le fait même effectuée. Ce chapitre présente en détail des travaux de modélisation permettant non seulement de valider la forme d'éprouvette adoptée, mais surtout d'étudier l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier.

5.1 Méthodologie de calibration des modèles numériques

Dans chaque modèle numérique utilisé pour analyser un essai, les contraintes, les déformations et les forces correspondantes dans chaque bras sont calculées en fonction des déplacements imposés. Ces forces et ces déformations calculées seront ensuite comparées aux forces et aux déformations mesurées lors des essais. Lorsque les résultats d'une simulation numérique s'accordent au mieux avec les résultats mesurés lors d'un essai, les contraintes et les déformations calculées à partir du modèle numérique sont prises comme étant les contraintes et les déformations réelles à travers l'éprouvette. De cette manière, il est possible de calculer la limite élastique de l'acier qui est dépendante du taux de déformation développé lors d'un essai. Les résultats obtenus par des modèles numériques sont grandement dépendants des paramètres d'entrée du matériau utilisé dans ces modèles, surtout, ceux en lien avec la courbe de contrainte - déformation effective.

L'approche utilisée dans cette étude consiste à modifier la valeur de limite élastique dans la courbe de contrainte-déformation effective des modèles numériques. Cette modification est effectuée sur une base essai-erreur jusqu'à ce que les résultats de chaque simulation coïncident le mieux possible avec les résultats expérimentaux notamment au moment de la plastification. La justification de cette approche est basée sur les résultats des études antérieures qui montrent que l'augmentation d'un taux de déformation sollicité sur l'acier a principalement pour l'effet d'augmenter seulement sa limite élastique [Rao *et al.*, 1966; Wakabayashi *et al.*, 1980; Chang et Lee, 1987; Nakashima, 1988; Kassar et Yu, 1992; Gioncu, 2000a]. Lorsque les modèles numériques sont bien calibrés, la limite élastique et le taux de déformation des éprouvettes testées sont déterminés à partir de ces modèles. Par conséquent, une relation décrivant la variation de la limite élastique en fonction du taux de déformation sera établie.

5.2 Méthode de modélisation

La modélisation par éléments finis est effectuée dans le module ADINA Structures à l'aide du logiciel d'analyse non linéaire à usage général ADINA en incorporant les modèles de plasticité de matériau décrit au chapitre 3. En plus d'un modèle bilinéaire, le logiciel possède aussi un modèle multilinéaire permettant de représenter le comportement non linéaire de l'acier notamment son écrouissage par plusieurs raideurs après plastification. Puisqu'il faut valider le comportement de l'éprouvette et simuler numériquement tous les essais effectués au laboratoire, il est impératif de modéliser l'éprouvette cruciforme en respectant les conditions limites et les particularités observées lors des essais. Il est à remarquer que les grandeurs utilisées dans le logiciel ADINA sont en système d'unité international (SI), car il n'existe pas de système d'unité prédéfini dans ce logiciel.

L'éprouvette cruciforme illustrée à la figure 4.1 présente des symétries par rapport aux axes centraux passant par le centre de l'éprouvette. Il est donc avantageux de modéliser seulement un quart de l'éprouvette. De cette manière, le nombre d'élément à utiliser dans un modèle peut être réduit, ce qui permet de réduire le temps de calcul. De plus, le modèle est en trois dimensions (3D) afin de mieux tenir compte des particularités géométriques de l'éprouvette. Dans ce type de modèle, les déformations axiales, de cisaillement et de flexion sont générées par les trois translations à chaque nœud sur un élément donné. Par conséquent, seuls les degrés de liberté en translation associés à chaque nœud sont utilisés. La définition des degrés de liberté globaux du modèle dans le logiciel ADINA est montrée à la figure 5.1.

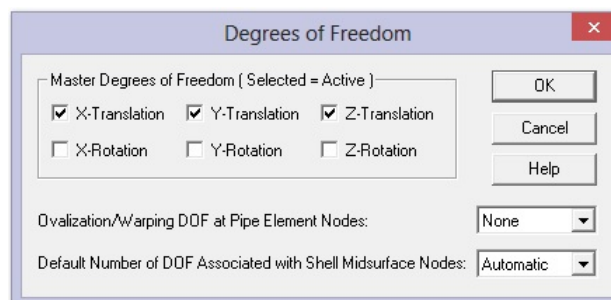


Figure 5.1 Définition des degrés de liberté permis dans le logiciel ADINA

Au cours des essais de traction uniaxial et biaxial, l'éprouvette cruciforme est maintenue en place à l'aide des mâchoires hydrauliques qui appliquent une pression sur une partie des bras d'éprouvette afin de les immobiliser au début de chaque essai. Ceci permet aux vérins hydrauliques d'imposer un champ de déplacement uniforme dans cette partie des bras qui reste élastique tout au long de l'essai. Afin de tenir compte de cette particularité dans le modèle d'éléments finis, le déplacement imposé est appliqué à l'extrémité du bras mais la partie des bras de l'éprouvette qui sont serrés par les mâchoires hydrauliques est modélisée comme des éléments élastiques avec une rigidité modifiée d'un essai à l'autre. Cette modification de rigidité est effectuée en calibrant avec les résultats expérimentaux. Lors de la modélisation à l'étape de la conception d'éprouvette, cette particularité n'est pas incluse dans le modèle, car il n'existe pas de données expérimentales permettant de le faire.

Les analyses sont effectuées à l'aide d'un schéma d'intégration implicite directe suivant la méthode de Newmark. L'interface de ce type d'analyse dans le logiciel ADINA est présentée à la figure 5.2. Les valeurs par défaut de 0.5 et 0.25 sont utilisées respectivement pour des coefficients δ et α de la méthode de Newmark présentée dans l'équation 9.92 du livre de Bathe [Bathe, 1996]. Ce type d'analyse permet de tenir compte de l'effet du temps sur les propriétés de matériau si un modèle de matériau qui dépend du taux de déformation est utilisé dans une analyse non-linéaire. Sinon, l'effet du taux de déformation sur le comportement d'un matériau n'est pas pris en compte.

À l'étape de conception de l'éprouvette, des analyses sont effectuées pour des déformations en deçà de 2%. Cette valeur correspond à la limite de la théorie de petites déformations d'après le guide de modélisation d'ADINA [ADINA, 2013]. Lors des essais de traction, les éprouvettes cruciformes subissent des déformations au delà de 2% jusqu'à la rupture. La formulation cinématique "petit déplacement - petite déformation" a été choisie pour des analyses en vue de valider la forme d'éprouvette tandis que la formulation "grand déplacement - grande déformation" a été adoptée pour des simulations d'essais. La figure

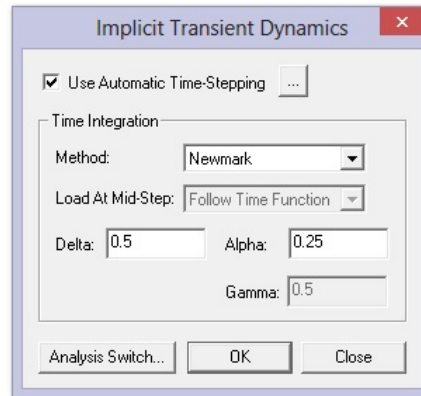


Figure 5.2 Type d'analyse choisi dans le logiciel ADINA

5.3 présente le choix de formulation cinématique pour des analyses inélastiques dans le logiciel ADINA. La formulation "grande déformation" par défaut est la formulation mise à jour de Lagrange-Hencky (Updated Lagrangian Hencky) [Bathe, 1996].

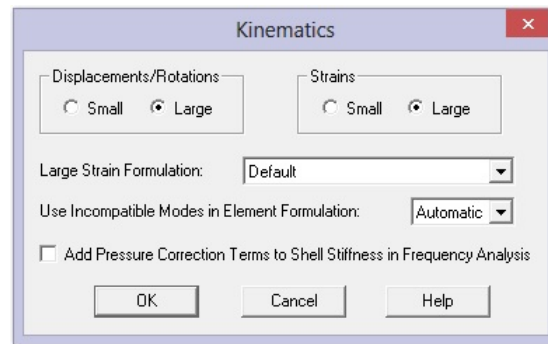


Figure 5.3 Formulation cinématique dans le logiciel ADINA

Finalement, le solveur de matrice "Sparse" [Bathe, 1996] a été choisi puisqu'il fonctionne bien et qu'il est réputé d'être un solveur rapide et robuste permettant de réduire drastiquement le temps de calcul. L'interface graphique de ce solveur est présentée à la figure 5.4a. Un modèle d'itération selon la méthode complète de Newton (méthode de Newton-Raphson) [Bathe, 1996] est utilisé dans la résolution des équations d'équilibre (figure 5.4b). Un nombre maximum d'itérations de 15 a été imposé lors d'un pas de temps de calcul qui correspond au pas de temps utilisé pendant l'acquisition des données de chaque essai. D'ailleurs, le logiciel ADINA peut contrôler automatiquement le pas de temps pour tenter de trouver la solution lors d'un événement d'instabilité numérique ou de non convergence. Cette option connue sous le terme "Automatic Time-Stepping" a été aussi utilisée (figure 5.2). Un critère de convergence par énergie a été employé.

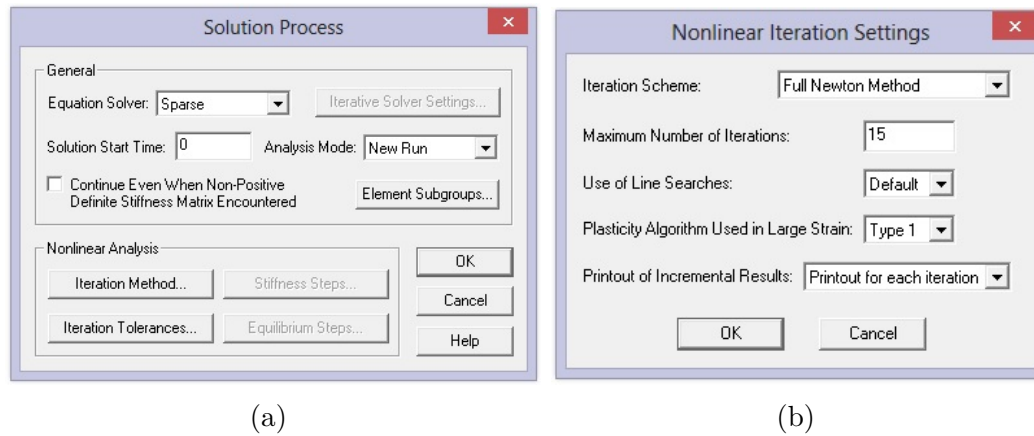


Figure 5.4 Méthode de solution à l'aide du logiciel ADINA (a) solveur choisi ; (b) modèle d'itération choisi

5.3 Définition du modèle

5.3.1 Géométrie

La géométrie en trois dimensions du quart de l'éprouvette cruciforme a été produite à l'aide du logiciel de dessin technique SolidWorks [Dassault Systèmes, 2010]. Cette géométrie est ensuite enregistrée en un fichier Parasolid qui peut être reconnu par le logiciel ADINA à l'aide du module ADINA-M. La figure 5.5 illustre le quart de l'éprouvette modélisé dans le logiciel ADINA.

Il est à souligner que la modélisation de la géométrie de l'éprouvette est effectuée en trois volumes distincts B1, B2 et B3 (figure 5.5) dans le but de faciliter la définition des groupes d'élément lors du maillage. Les volumes B1 et B2 qui s'étendent sur une longueur de 50 mm

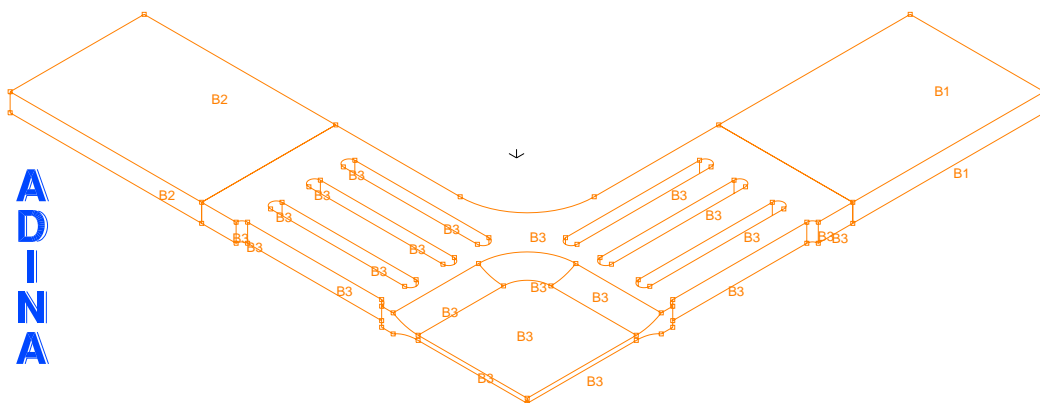


Figure 5.5 Représentation de la géométrie de l'éprouvette cruciforme à partir du logiciel ADINA

dans le plan de l'éprouvette représentent des bras d'éprouvette serrés par les mâchoires hydrauliques pendant que le volume B3 subit les déformations inélastiques lors des essais biaxiaux. Par contre, seul le volume B2 représente le bras serré par un mâchoire lors des essais de traction uniaxiaux sur éprouvettes cruciformes. Cette particularité est prise en compte lors du maillage. C'est-à-dire que les éléments faisant partie du bras verrouillé par un mâchoire sont modélisés à l'aide du matériau élastique ayant des propriétés mécaniques différentes.

5.3.2 Conditions aux limites et chargement

Les conditions aux limites imposées au modèle numérique sont présentées à la figure 5.6. Les degrés de liberté en translation verticale des faces inférieures sont bloqués. Les degrés de liberté en translation horizontale des faces complètement à gauche est également bloqué. Finalement, les degrés de liberté en translation horizontale et ceux en translation verticale sont bloqués au centre de l'éprouvette.

En laboratoire, l'éprouvette cruciforme est maintenue en place à l'aide de mâchoires hydrauliques qui viennent serrer les bras de l'éprouvette avant l'application des charges de traction. Cette méthode de serrage impose un déplacement uniforme dans le bras à travers de la mâchoire. Pour simplifier cette particularité dans la modélisation, les déplacements ont été appliqués le long de l'extrémité de chaque bras pour les essais de traction biaxiaux (figure 5.6a) et le long de l'extrémité d'un seul bras pour les essais de traction uniaxiaux (figure 5.6b). Ensuite, la rigidité axiale EA/L du bras serré par une mâchoire a été calibrée en fonction des résultats expérimentaux. Lors de calibration, seulement le module E a été modifié.

L'objectif du modèle numérique est de reproduire les essais de traction uniaxial et biaxial adéquatement afin de pouvoir évaluer les contraintes au centre de l'éprouvette cruciforme modélisée. Au cours de ces essais, des vérins hydrauliques appliquent des déplacements axiaux sur l'éprouvette. Ensuite, les forces correspondantes sur l'axe de chargement considéré sont mesurées. Afin de pouvoir obtenir ces forces à partir du modèle numérique, il faut donc imposer les déplacements des vérins obtenus lors des essais. Dans le logiciel ADINA, le chargement est appliqué sur la face à l'extrémité de chaque bras tel qu'illustre la figure 5.7.

Afin d'imposer les déplacements des vérins hydrauliques dans le modèle numérique, le chargement dans les deux directions orthogonales X et Y est appliqué premièrement aux faces correspondantes comme étant un déplacement unitaire (figure 5.8). Chaque char-

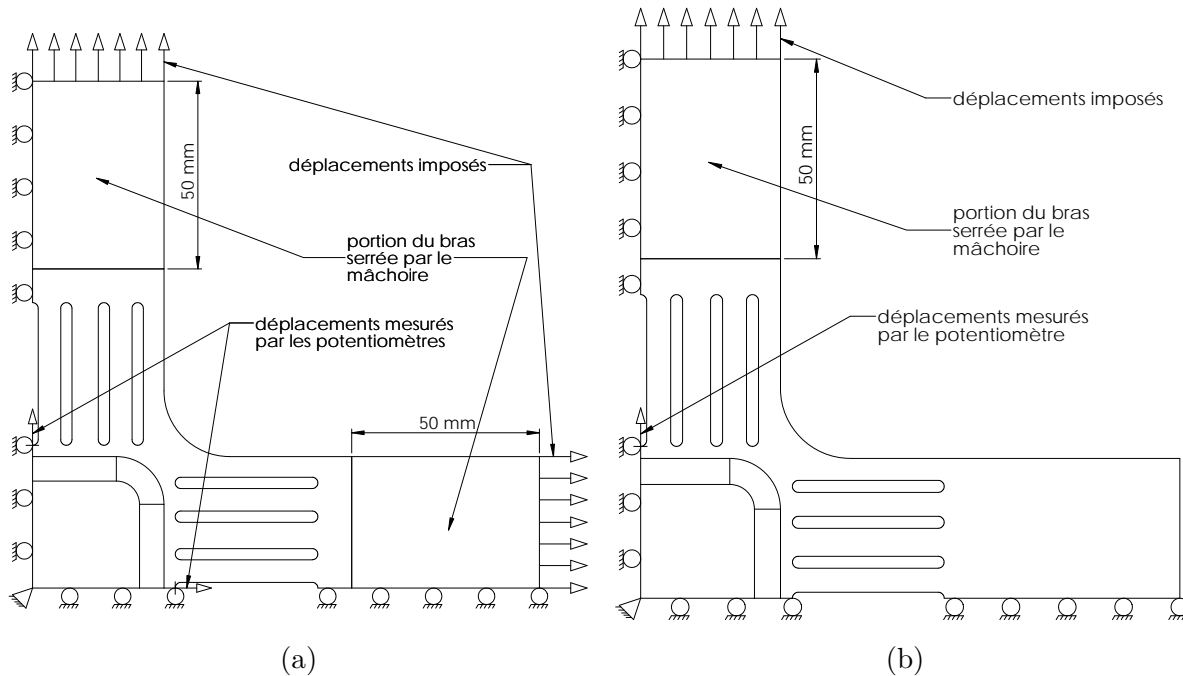


Figure 5.6 Conditions aux limites et chargement imposés à l'éprouvette cruciforme modélisée : (a) pour essais biaxiaux ; (b) pour essais uniaxiaux

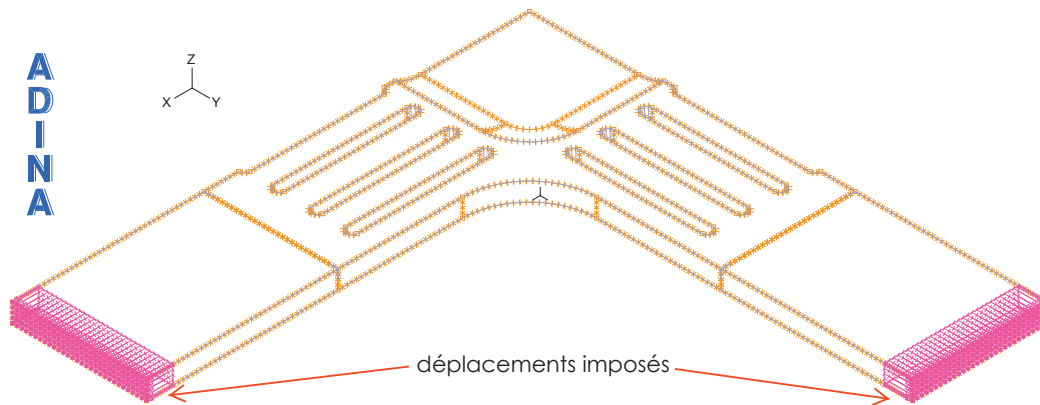


Figure 5.7 Illustration du chargement sur l'éprouvette cruciforme à partir du logiciel ADINA

gement s'accompagne toujours d'une fonction de temps qui permet de définir l'évolution de l'amplitude du chargement dans le temps. À l'aide de cette fonction de temps, il est possible de spécifier un chargement constant, un chargement monotone, un chargement sinusoïdal, etc. C'est la raison pour laquelle une fonction de temps a été ensuite créée afin de définir l'amplitude réelle des déplacements totaux des deux vérins situés sur un axe de chargement. Une seule fonction de temps est nécessaire pour simuler les essais uniaxiaux. Deux fonctions de temps s'imposent pour simuler les essais biaxiaux : une pour les dé-

placements totaux dans la direction X et une autre pour les déplacements totaux dans la direction Y.

La figure 5.9 montre un exemple d'une fonction de temps définie dans le logiciel ADINA. L'axe des x représente le temps écoulé lors d'un essai. L'axe des y représente réellement les déplacements totaux des deux vérins pour une direction de chargement. L'incrément du chargement monotone est le même que celui qui correspond au pas de temps utilisé lors de l'acquisition des données d'un essai. Il est à souligner que les déplacements totaux des vérins sont divisés par deux avant de les appliquer dans le modèle puisque le modèle est réduit à un quart de l'éprouvette.

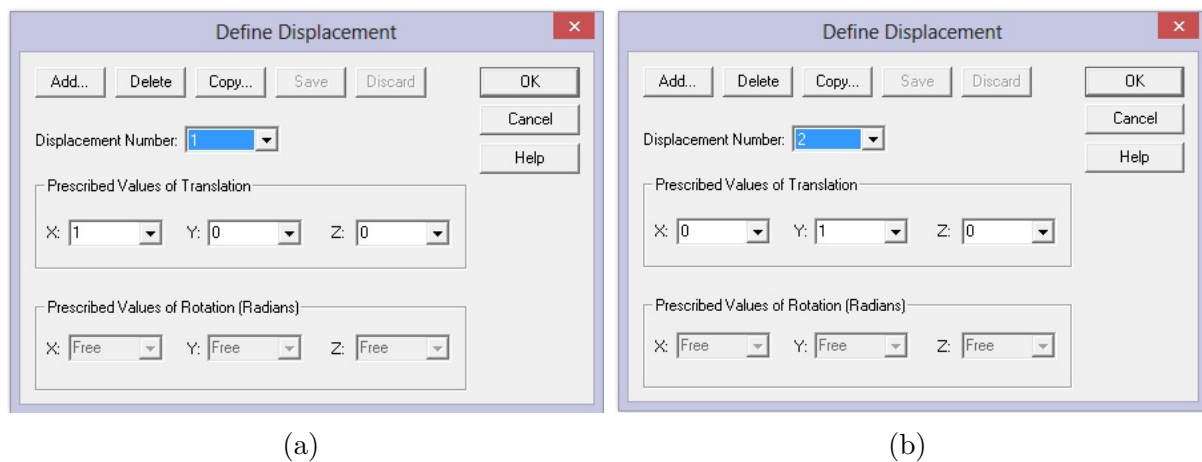


Figure 5.8 Définition des déplacements unitaires dans le logiciel ADINA : (a) en X ; (b) en Y

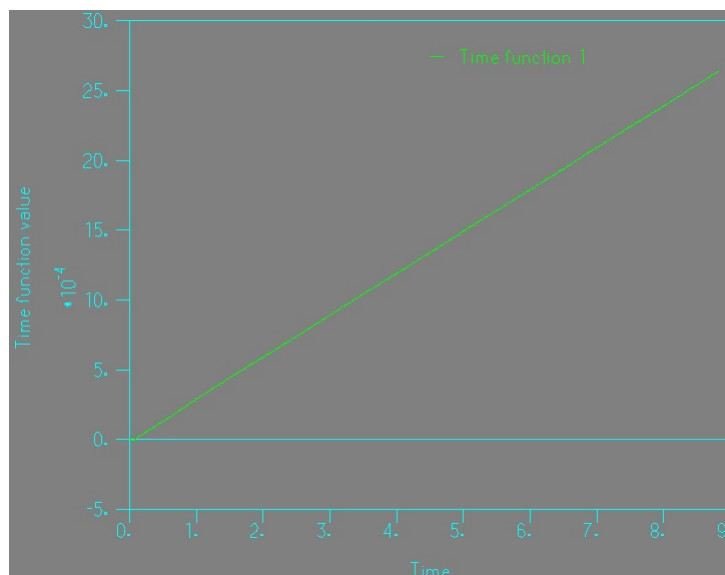


Figure 5.9 Exemple d'une fonction de temps dans le logiciel ADINA

5.3.3 Éléments

Pour les analyses sur éprouvettes cruciformes en acier, les éléments isoparamétriques dont la formulation d'interpolation est basée sur les déplacements ont été utilisés même s'il est recommandé d'utiliser les éléments basés sur la formulation mixte entre les déplacements et la pression pour un matériau élastoplastique (bilinéaire ou multilinéaire) [ADINA, 2013]. En ce qui concerne la formulation d'interpolation mixte des éléments, les valeurs de pression peuvent être considérées à certains nœuds d'élément en plus des déplacements nodaux qui sont utilisés dans les éléments basés sur les déplacements. La formulation d'interpolation mixte s'avère efficace pour un matériau semblable au caoutchouc ou pour un matériau possédant un coefficient de Poisson au voisinage de 0.5. Dans le cas de l'acier de la présente étude, les deux formulations pour le type d'élément utilisé donnent des résultats identiques.

Dans le logiciel ADINA, il est obligatoire de définir un ou des groupe(s) d'éléments dans le but de donner principalement le type d'élément et des propriétés de matériaux et de section aux éléments dans un même groupe. La modélisation dans cette étude a été effectuée à l'aide des éléments de type "3-D Solid" qui représente un volume en trois dimensions. Pour ce type d'élément, les propriétés de section ne sont pas requises. Donc, seules les propriétés du matériau doivent être modifiées d'un groupe d'éléments à un autre. À l'étape de la conception de l'éprouvette, un seul groupe d'éléments est créé avec le matériau bilinéaire décrit à la figure 4.3.

Pour essais uniaxiaux

La modélisation permettant d'analyser des essais uniaxiaux nécessite deux groupes d'éléments pour les deux zones distinctes énumérés ci-après. La figure 5.6b facilite la compréhension de ces groupes d'éléments qui sont définis en fonction de la configuration physique de l'éprouvette cruciforme lors des essais uniaxiaux.

1. zone plastique : acier en dehors des mâchoires hydrauliques (matériau présenté au tableau 5.1)
2. zone élastique : portion du bras serré par le mâchoire dans la direction de chargement (matériau présenté au tableau 5.2)

Pour essais biaxiaux

La modélisation permettant d'analyser des essais biaxiaux nécessite trois groupes d'éléments pour les trois différentes zones énumérés ci-après. La figure 5.6a facilite la compré-

hension de ces groupes d'éléments qui sont définis en fonction de la configuration physique de l'éprouvette cruciforme lors des essais biaxiaux.

1. zone plastique : acier en dehors des mâchoires hydrauliques (matériau présenté au tableau 5.1) ;
2. zone élastique-laminage : portion du bras serré par les mâchoires dans la direction de laminage (matériau présenté au tableau 5.3)
3. zone élastique-transversale : portion du bras serré par les mâchoires dans la direction transversale (matériau présenté au tableau 5.3)

La direction de laminage est représentée par la direction X ou Y du modèle à la figure 5.7. Il suffit d'être consistant dans le même modèle. Si la direction X est supposé comme étant la direction de laminage, la direction Y doit nécessairement être la direction transversale.

5.3.4 Matériaux

Le matériau bilinéaire présenté à la figure 4.3 a été utilisé pour représenter le comportement de l'acier à l'étape de la conception de l'éprouvette afin d'étudier le comportement de l'éprouvette à l'amorce de la plastification. Lorsque des analyses inélastiques sont effectuées à grande déformation, le matériau bilinéaire ne permet plus d'obtenir des résultats précis. C'est la raison pour laquelle le matériau multilinéaire a été utilisé dans les modèles permettant de simuler des essais présentés aux tableaux 4.1 et 4.2 jusqu'à la rupture. Le matériau multilinéaire se distingue du matériau bilinéaire par sa capacité à modéliser la rigidité post-plastification par plusieurs raideurs permettant ainsi de mieux représenter le comportement de l'écrouissage de l'acier comme le montre la figure 3.6c. Il est à souligner que la formulation d'écrouissage isotrope basée sur le critère de Von Mises (section 3.4.1) a été utilisée dans tous les matériaux inélastiques de la présente étude.

Bien que le logiciel ADINA possède le matériau multilinéaire, la courbe contrainte-déformation de ce matériau qui représente le comportement de l'acier doit être fournie. Il est donc nécessaire de trouver une relation permettant de la définir adéquatement. La rigidité après plastification du matériau bilinéaire est caractérisée par la seule raideur E_p (figure 3.6b) alors que celle du matériau multilinéaire est caractérisée par les raideurs qui sont en fonction des déformations plastiques $E_p(\varepsilon_e^p)$ présentée à l'équation 3.16. Cette dernière a été reformulée tel que présenté à l'équation 5.1 afin d'exprimer l'évolution de la grandeur κ

lors de l'érouissage isotrope non-linéaire.

$$\kappa(\varepsilon_e^p) = F_y + M(\varepsilon_e^p)E_p \varepsilon_e^p \quad (5.1)$$

Le coefficient $M(\varepsilon_e^p)$ est inspiré des travaux de Bathe et Montans [Bathe et Montáns, 2004] et peut être calculé selon l'équation 5.2 dans laquelle M_∞ , M_0 et η sont des constantes.

$$M = M_\infty + (M_0 - M_\infty) e^{-\eta \varepsilon_e^p} \quad (5.2)$$

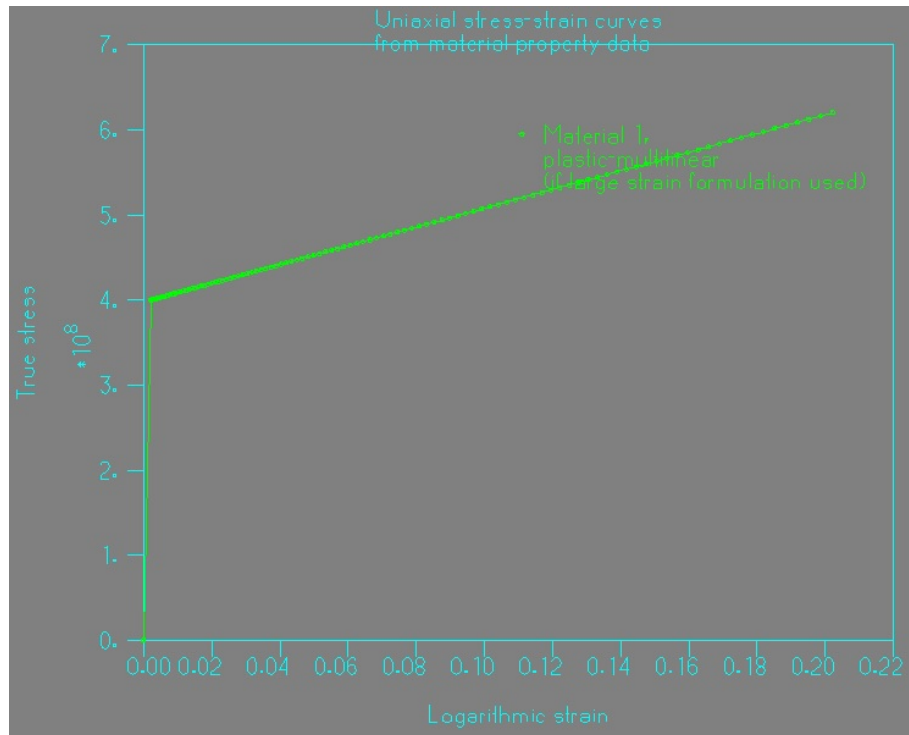
La courbe contrainte - déformation effective adoptée pour le matériau multilinéaire est exprimée par l'équation 5.3.

$$\sigma_e = \begin{cases} E \varepsilon & \text{Si } \sigma_e \leq F_y \\ F_y + M(\varepsilon_e^p)E_p & \text{Si } \sigma_e \geq F_y \end{cases} \quad (5.3)$$

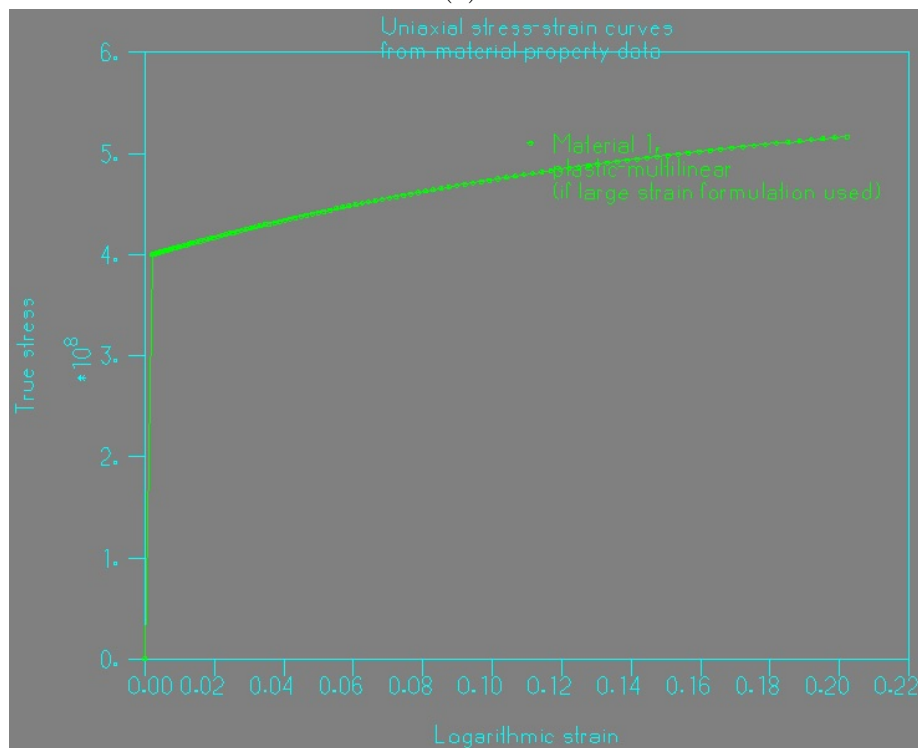
Dans la section 5.3.3, la zone plastique est évoquée pour modéliser la partie de l'éprouvette cruciforme non serrée par les mâchoires durant les essais. Dans cette zone, le matériau multilinéaire est utilisé. Pour tous les matériaux multilinéaires dans tous les modèles numériques, le module d'élasticité E et le module E_p sont respectivement de $E = 200$ GPa et $E_p = 0.5\%E$. Le coefficient de Poisson est $\nu = 0.3$. Afin de compléter la définition de ces matériaux, F_y ainsi que les constantes M_∞ , M_0 et η doivent être déterminés. Tels que expliqué à la section 5.1, ces paramètres sont obtenus par calibration avec les résultats expérimentaux et sont présentés au tableau 5.1. Dans le tableau 5.1, M-CU1 veut dire le modèle pour analyser l'essai CU1, M-CU2 modèle pour l'essai CU2 et ainsi de suite. Les tableaux 4.1 et 4.2 détaillent la description des essais.

À l'aide d'un chiffrier Excel, de l'équation 5.3 et des paramètres présentés dans le tableau 5.1, différents points sur la courbe contrainte - déformation effective peut être calculés et seront ensuite importés dans le logiciel ADINA. Par exemple, la figure 5.10a montre la courbe contrainte-déformation spécifiée dans le modèle M-CU1. La figure 5.10b montre la même courbe spécifiée dans le modèle M-CB1.

Tel que décrit à la section 5.3.3, les modèles numériques possèdent une ou deux zone(s) élastique(s). Une zone élastique représente la portion du bras d'éprouvette serrée par le mâchoire hydraulique durant un essai. Cette partie de l'éprouvette demeurent élastique au cours des différentes sollicitations mais sa rigidité axiale (EA/L) peut varier d'un essai à l'autre. Afin de tenir compte de la variation de rigidité dans la partie du bras d'éprouvette serrée par un mâchoire hydraulique, le module d'élasticité E assigné à cette partie dans



(a)



(b)

Figure 5.10 Illustration des courbes contrainte-déformation à partir du logiciel ADINA : (a) modèle M-CU1 ; (b) modèle M-CB1

chaque modèle numérique a été modifiée par calibration avec les résultats expérimentaux. Les valeurs calibrées de E dans les modèles numérique permettant de simuler les essais uniaxiaux sont présentées au tableau 5.2. Le tableau 5.3 présente les valeurs calibrée de E pour les parties des bras d'éprouvette serrées par les mâchoires hydrauliques lors des simulations des essais biaxiaux.

Tableau 5.1 Détails des matériaux multilinéaires pour la zone plastique (voir section 5.3.3)

Modèle #	Zone	Modèle de matériau	F_y (MPa)	M_∞	M_0	η
M-CU1	plastique	multilinéaire	400	0.01	1.1	0
M-CU2	plastique	multilinéaire	400	0.01	1.1	0
M-CU3	plastique	multilinéaire	416	0.01	1.1	1
M-CU4	plastique	multilinéaire	410	0.01	1	6
M-CU5	plastique	multilinéaire	425	0.01	1	2
M-CU6	plastique	multilinéaire	464	0.01	1	6
M-CB1	plastique	multilinéaire	400	0.01	1	6
M-CB2	plastique	multilinéaire	412	0.3	1	6
M-CB3	plastique	multilinéaire	423	0.01	1	6
M-CB4	plastique	multilinéaire	470	0.01	1	12
M-CB5	plastique	multilinéaire	400	0.01	1	4
M-CB6	plastique	multilinéaire	400	0.01	1	0
M-CB7	plastique	multilinéaire	400	0.01	1	6
M-CB8	plastique	multilinéaire	400	0.01	1	0

Tableau 5.2 Détails des matériaux élastiques pour la zone élastique (voir section 5.3.3) dans des modèles qui simulent essais uniaxiaux

Modèle #	Zone	Modèle de matériau	E (GPa)	ν
M-CU1	élastique	linéaire	85	0.3
M-CU2	élastique	linéaire	83	0.3
M-CU3	élastique	linéaire	110	0.3
M-CU4	élastique	linéaire	85	0.3
M-CU5	élastique	linéaire	130	0.3
M-CU6	élastique	linéaire	180	0.3

5.3.5 Maillage

La dernière étape d'une modélisation est le maillage qui permet d'associer le groupe d'éléments à une zone de la géométrie. Pour effectuer le maillage sur une géométrie, il faut spécifier le groupe d'éléments déjà défini à un ou des corps ayant les mêmes propriétés. Il est aussi nécessaire de définir les subdivisions sur la géométrie avant de pouvoir effectuer

Tableau 5.3 Détails des matériaux élastiques pour les zones élastiques (voir section 5.3.3) dans des modèles qui simulent des essais biaxiaux

Modèle #	Zone	Modèle de matériau	E (GPa)	ν
M-CB1	élastique-laminage	linéaire	80	0.3
	élastique-transversale	linéaire	70	0.3
M-CB2	élastique-laminage	linéaire	100	0.3
	élastique-transversale	linéaire	100	0.3
M-CB3	élastique-laminage	linéaire	150	0.3
	élastique-transversale	linéaire	85	0.3
M-CB4	élastique-laminage	linéaire	170	0.3
	élastique-transversale	linéaire	200	0.3
M-CB5	élastique-laminage	linéaire	70	0.3
	élastique-transversale	linéaire	90	0.3
M-CB6	élastique-laminage	linéaire	70	0.3
	élastique-transversale	linéaire	75	0.3
M-CB7	élastique-laminage	linéaire	75	0.3
	élastique-transversale	linéaire	70	0.3
M-CB8	élastique-laminage	linéaire	80	0.3
	élastique-transversale	linéaire	80	0.3

le maillage. Les subdivisions permettent de définir les dimensions des éléments générés. Une densité trop élevée de subdivision entraîne un temps de calcul excessif, car cela génère beaucoup trop d'éléments. Une densité trop faible de subdivisions ne conduit pas à des résultats d'une précision adéquate. L'éprouvette cruciforme possède la plus petite dimension correspondant à l'épaisseur de la zone centrale. Par conséquent, une longueur de 1.15 mm par subdivision a été choisie. Afin de simplifier les subdivisions, cette longueur par subdivision a été appliquée sur la totalité du modèle.

Après avoir déterminé la densité de maillage, le nombre de nœuds par élément a été fixé afin d'obtenir des résultats d'une précision adéquate. Plus le nombre de nœud est élevé, plus le modèle est raffiné et précis. Par contre, le temps de calcul peut être excessivement long. Donc, il faut faire un bon ajustement entre la densité de subdivision et le nombre de nœuds par élément afin d'arriver à des calculs rapide et efficace. Les éléments cubiques à 8 nœuds ont été utilisés.

Lors du maillage, l'option permettant de vérifier la coïncidence des nœuds résultant de la création des éléments a été utilisée. Pour tous les éléments, la vérification de coïncidence a été effectuée sur tous les nœuds générés afin d'éviter la discontinuité entre des éléments adjacents. La figure 5.11 illustre le maillage de l'éprouvette cruciforme. Le modèle à la figure 5.11a a été utilisé pour simuler des essais uniaxiaux alors que le modèle à la figure

5.11b a permis de simuler des essais biaxiaux. Les deux modèles comprennent 23 140 éléments chacun.

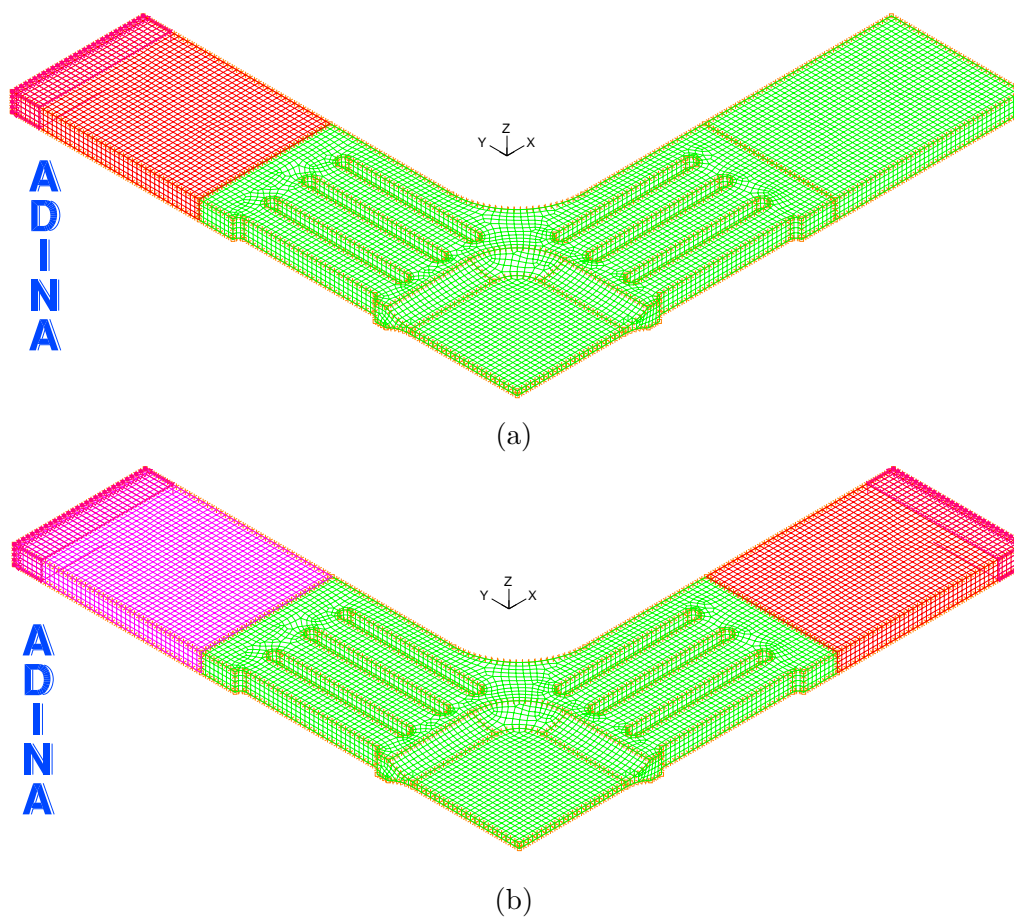


Figure 5.11 Représentation du maillage de l'éprouvette cruciforme : (a) pour essais uniaxiaux ; (b) pour essais biaxiaux

CHAPITRE 6

PRÉSENTATION DES RÉSULTATS

Ce chapitre présente les résultats des essais de traction sur éprouvettes cruciformes ainsi que les résultats des modèles numériques ayant servis à analyser ces essais. Les modèles d'éléments finis utilisés sont capables de simuler le comportement des éprouvettes cruciformes affectées par différents taux de déformation. L'analyse des résultats des modèles numériques a conduit à la détermination de la valeur de la limite élastique de l'acier en fonction du taux de déformation. Une équation visant à quantifier cette variation est proposée à la section 6.5. Finalement, les résultats des modèles numériques intégrant la dépendance au taux de déformation sont présentés. Ces derniers modèles tiennent compte automatiquement l'effet du taux de déformation sans avoir à ajuster la limite élastique.

6.1 Plan de présentation des résultats

Les résultats expérimentaux de chaque essai comprenant les déplacements totaux des vérins hydrauliques, les forces mesurées dans les bras d'éprouvette ainsi que les déplacements de la partie centrale de l'éprouvette ont été soumis à un filtre passe-bas de type Butterworth de deuxième ordre permettant d'éliminer les bruits parasites dans les signaux mesurés. La fréquence de coupure est d'environ 15% de la fréquence d'acquisition des données expérimentales. Un modèle numérique a été utilisé pour simuler les forces dans les bras et les déplacements de la partie centrale lors d'un essai. Ces forces et ces déplacements simulés sont comparés aux forces et aux déplacements observés expérimentalement afin de valider chaque modèle numérique.

Deux types de courbe sont produits, non seulement pour faire des comparaisons entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux, mais aussi pour illustrer le comportement global de l'éprouvette cruciforme soumise à différents taux de déformation lors des sollicitations en déplacement par les vérins hydrauliques. Le premier type de courbe montre la force de l'éprouvette qui varie en fonction du déplacement des vérins. La figure 6.3 fournit un exemple de ce type de courbe pour le comportement de l'éprouvette cruciforme observé lors de l'essai CU1. L'évolution de force prédite par le modèle numérique correspondant M-CU1 y est également présentée. La force obtenue du modèle numérique est évaluée en prenant la somme des forces nodales des nœuds situés sur l'extrémité d'un

bras de l'éprouvette (figure 6.1) dans la direction de chargement considérée et en respectant la condition de symétrie.

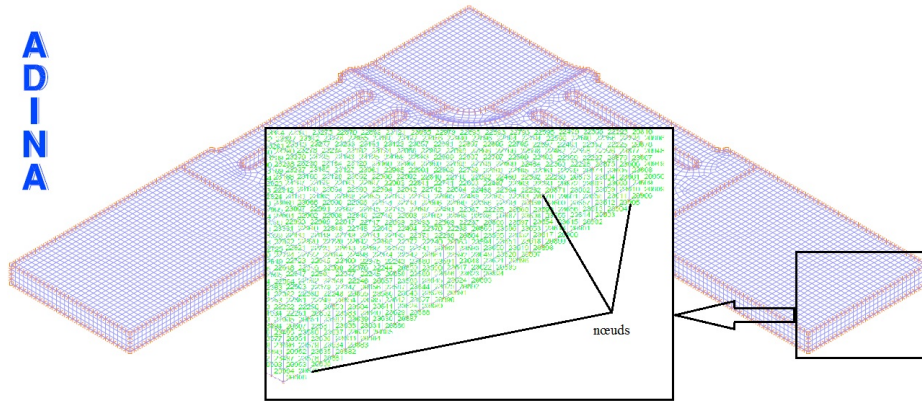


Figure 6.1 Illustration des nœuds servant à calculer la force dans l'éprouvette dans le modèle numérique ADINA

Pour des fins de vérification de l'exactitude du modèle numérique, notamment au moment de la plastification, la force de plastification prédite par le modèle a été comparée à la force de plastification observée expérimentalement. Ces forces doivent être déterminées à partir d'un critère. Le critère adopté est basé sur la détérioration de la rigidité de l'éprouvette lors de la sollicitation en déplacement. Ce critère définit la force de plastification de l'éprouvette comme étant la force observée au moment où la rigidité tangentielle de la courbe force-déplacement de l'éprouvette dans une direction de chargement est réduite à 20% de la rigidité tangentielle initiale (rigidité évaluée au début de sollicitation). Le critère de réduction de rigidité est utilisé seulement comme une base de comparaison équivalente entre les résultats expérimentaux et les résultats de simulation. Ce critère n'affecte rien les calculs dans les modèles numériques. La courbe force-déplacement peut être expérimentale ou simulée numériquement. Par conséquent, l'évolution de la rigidité de l'éprouvette peut être évaluée soit à partir des résultats expérimentaux, soit à partir des résultats de simulation. Par exemple, la figure 6.4b présente les évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette (normalisée par rapport à la valeur initiale) au fur et à mesure que le déplacement imposé à l'éprouvette augmente. Ces courbes sont évaluées à partir des résultats présentés à la figure 6.4a. Il est à souligner que la rigidité tangentielle à un déplacement donné est calculée par une dérivée numérique centrée d'ordre 2 de la force par rapport au déplacement.

À titre d'exemple, la détermination de la force de plastification sur les courbe force-déplacement des vérins pour les résultats de l'essai CU1 et du modèle M-CU1 est effectuée

selon la procédure suivante. Les projections selon les flèches #1 et #2 sur la courbe numérique présentée à la figure 6.4b permettent de trouver le déplacement théorique où la rigidité tangentielle est réduite à 20%. Il est souvent plus commode d'utiliser la rigidité évaluée à partir du modèle numérique pour le critère établi précédemment à cause des fluctuations observées sur les courbes de rigidité expérimentales. En connaissant le déplacement causant une réduction de rigidité de 80%, la force de plastification est déterminée en effectuant les projections selon les flèches #3 et #4 sur une des courbes à la figure 6.4a. La force de plastification expérimentale est obtenue par la projection sur la courbe expérimentale. La force de plastification numérique est déterminée par la projection sur la courbe obtenue par le modèle numérique.

Le second type de courbe présente le déplacement de la partie centrale de l'éprouvette en fonction du temps. Par exemple, la figure 6.5a montre le déplacement de la partie centrale en fonction du temps lors de l'essai CU1 et à partir du modèle M-CU1. Le déplacement prédit par le modèle numérique est calculé en prenant la moyenne des déplacements nodaux des nœuds situés sur la tête de la fente centrale de l'éprouvette dans la direction de chargement considérée (figure 6.2) et en respectant la condition de symétrie. Il est à noter que le déplacement de la partie centrale représente également l'allongement de la partie centrale lors de sollicitation en traction durant un essai.

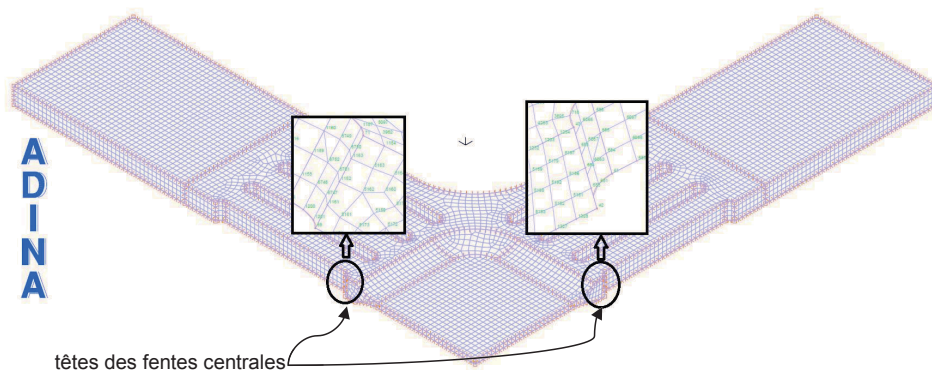


Figure 6.2 Illustration des nœuds servant à calculer le déplacement de la partie centrale de l'éprouvette dans le modèle numérique ADINA

La courbe présentant le déplacement de la partie centrale en fonction du temps comporte deux droites ayant deux pentes principales. La première pente caractérise le domaine élastique de la partie centrale alors que la seconde caractérise le domaine plastique. Par exemple, la figure 6.5a montre que la droite délimitée entre le temps 0 et d'environ 80 sec représente le comportement élastique de la partie centrale. Le changement de pente à 80 sec de la courbe marque l'amorce de plastification dans la partie centrale. Par définition,

la pente de chaque droite déplacement-temps caractérise la vitesse de déplacement. Par conséquent, la pente de la droite décrivant la vitesse de l’allongement plastique axial de la partie centrale est un indicateur du taux de déformation plastique axial moyen que subit réellement l’acier lors des déformations inélastique durant un essai.

Le taux de déformation plastique axial est une variable d’état très importante dans la définition d’un modèle de matériau dépendant du taux de déformation (section 3.5). En effet, il est nécessaire de comparer la vitesse de déplacement plastique obtenue par les données expérimentales à la vitesse de déplacement plastique donnée par le modèle numérique dans le but de vérifier l’exactitude d’un modèle.

Il est à souligner que chacune des droites décrivant le déplacement plastique de la partie centrale en fonction du temps présentées dans les sections 6.2 et 6.3 est déterminée à l’aide d’une droite de régression sur les données contenues entre le début de plastification et le moment où le déplacement de la partie centrale atteint 2 mm. Ce déplacement de 2 mm sur une longueur initiale de 76 mm correspond à une déformation moyenne de 2.6%, ce qui signifie que l’éprouvette cruciforme a subi bel et bien de l’écrouissage.

Par souci de clarté et de concision, les courbes présentant l’évolution de la force de l’éprouvette jusqu’à un déplacement des vérins de 2 mm seulement sont présentées dans les sections 6.2 et 6.3. Aussi, seulement les courbes décrivant le déplacement de la partie centrale pour le domaine plastique sont présentées dans ces mêmes sections. Cela permet d’illustrer clairement le comportement de l’éprouvette dans le domaine plastique sous l’effet d’un taux de déformation imposé. Les courbes complètes de la force et du déplacement de la partie centrale qui illustrent le comportement de chaque éprouvette jusqu’à de grandes déformations sont présentées à l’annexe A. Une exception est constatée dans le cas de l’essai CU1 qui sert ici d’exemple.

6.2 Résultats des essais quasi-statiques

Cette section présente les résultats des essais uniaxiaux et biaxiaux à un taux effectif de déformation plastique quasi-statiques avoisinant 10^{-4} sec^{-1} ainsi que les résultats des modèles numériques correspondants.

6.2.1 Essai CU1 et modèle M-CU1

L’essai de traction uniaxial CU1 est réalisée suivant la direction de laminage. Le modèle numérique M-CU1 est utilisé pour simuler l’essai CU1. La figure 6.3 compare la force de

l'éprouvette obtenue par le modèle numérique M-CU1 à la force expérimentale de l'essai CU1 jusqu'à la rupture de l'éprouvette. La concordance entre les résultats expérimentaux et les résultats de simulation est excellente tout au long de la sollicitation en déplacement. Pour obtenir cette excellente calibration, la limite élastique de l'acier utilisée dans le modèle M-CU1 est ajustée à une valeur de 400 MPa.

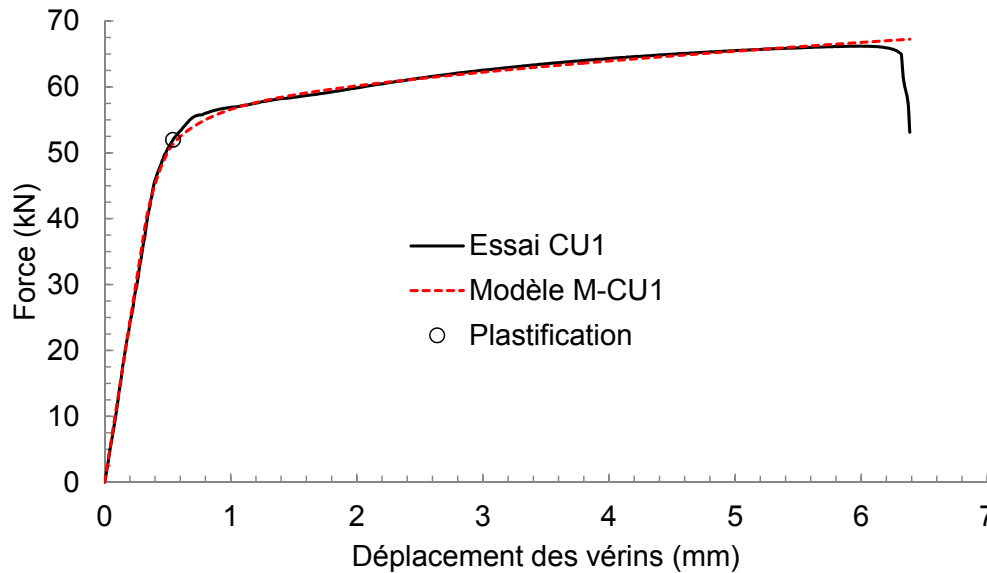
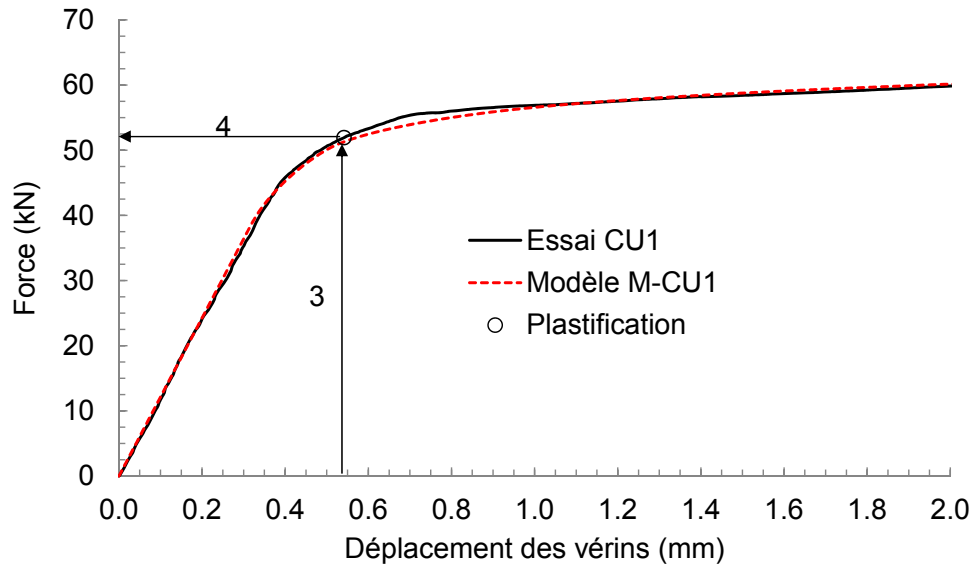


Figure 6.3 Courbes de force obtenues lors de l'essai CU1 et par le modèle M-CU1

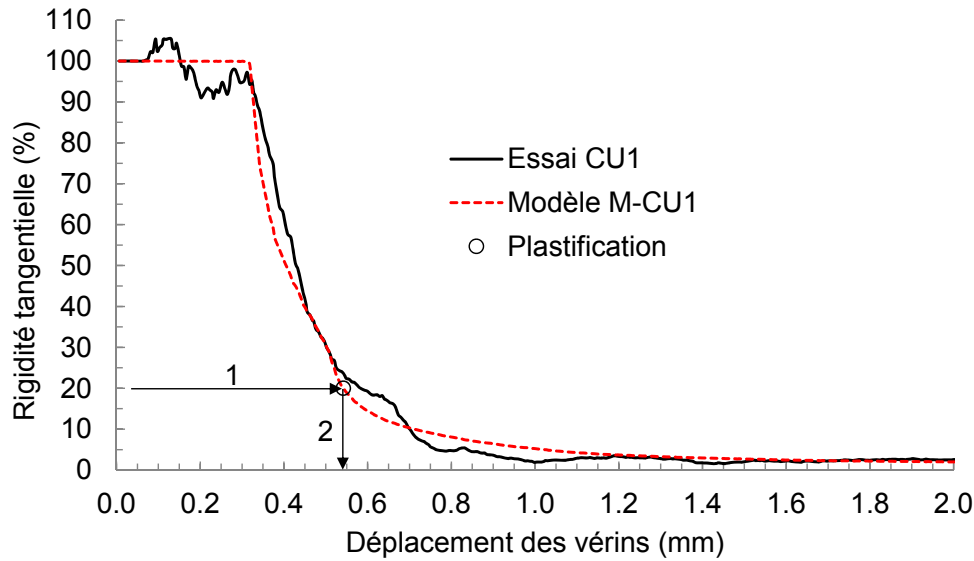
D'après la figure 6.4b, la rigidité de l'éprouvette dans la direction sollicitée est réduite à 20% de sa valeur initiale lorsque l'éprouvette subit un déplacement théorique de 0.54 mm (lecture sur courbe obtenue par la simulation numérique du modèle M-CU1). À ce déplacement, la force de plastification prédite par le modèle numérique est de 51.3 kN alors que la force de plastification de l'éprouvette observée lors de l'essai CU1 est de 51.9 kN (figure 6.4a). L'erreur relative de force de plastification entre le modèle M-CU1 et l'essai CU1 est de -1.2% , ce qui indique l'excellente précision du modèle M-CU1 à représenter le comportement de l'éprouvette lors de plastification pendant l'essai CU1.

La figure 6.5a présente le déplacement de la partie centrale de l'éprouvette en fonction du temps de sollicitation lors de l'essai CU1 et lors de la simulation M-CU1. Le modèle numérique simule très bien la mesure obtenue par le potentiomètre jusqu'à un déplacement de 2 mm à partir duquel le modèle numérique sous-estime légèrement les déplacements expérimentaux. En ce qui concerne le comportement plastique, la figure 6.5b illustre le déplacement plastique de la partie centrale en fonction du temps de sollicitation. D'après la droite de régression pour les données de l'essai CU1, la partie centrale subit un dé-

placement plastique à une vitesse de 0.00597 mm/sec qui est quasi-identique à la vitesse de déplacement de 0.00559 mm/sec obtenue par la droite de régression pour les données du modèle M-CU1. L'erreur relative entre la vitesse calculée par le modèle et la vitesse expérimentale est de -6.4% , ce qui confirme que le taux de déformation que subit la partie centrale de l'éprouvette est calculé avec une bonne précision dans le modèle M-CU1.

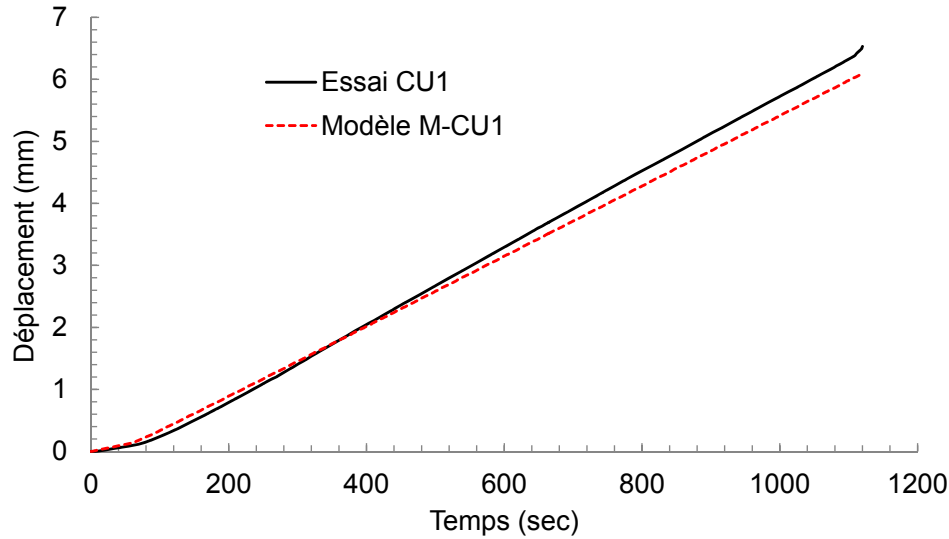


(a)

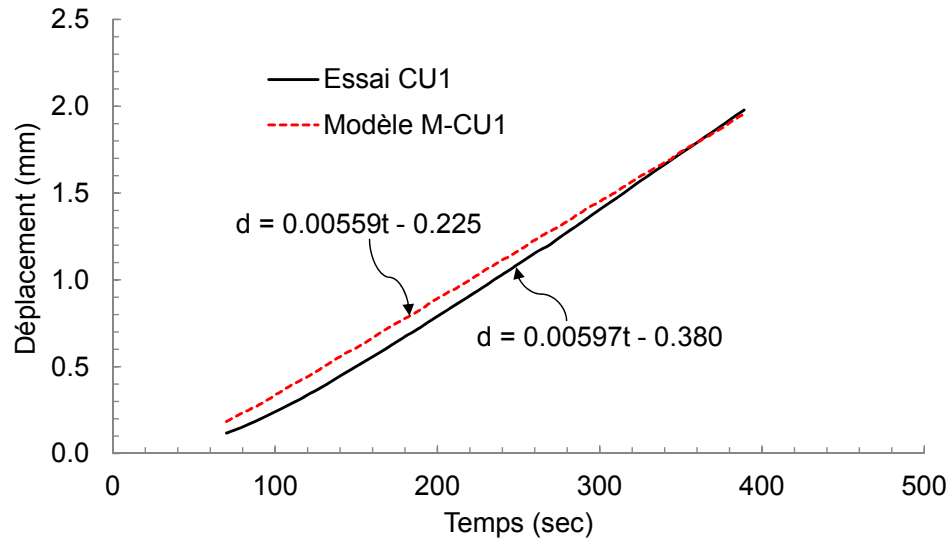


(b)

Figure 6.4 Courbes obtenues lors de l'essai CU1 et par le modèle M-CU1 : (a) évolution de la force ; (b) évolution de la rigidité tangentielle



(a)



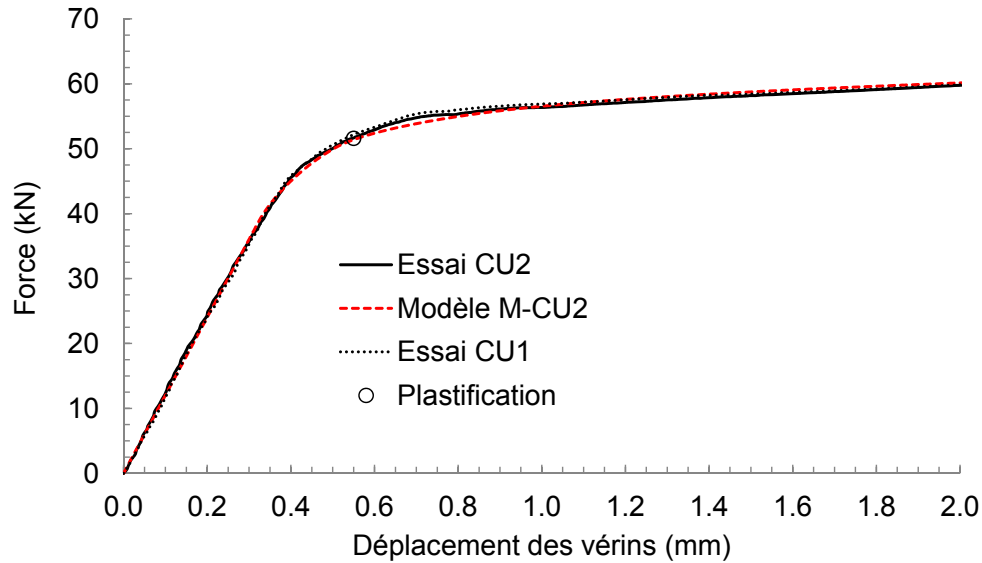
(b)

Figure 6.5 Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CU1 et le modèle M-CU1 : (a) pour toute la durée de l'essai ; (b) correspondant au domaine plastique

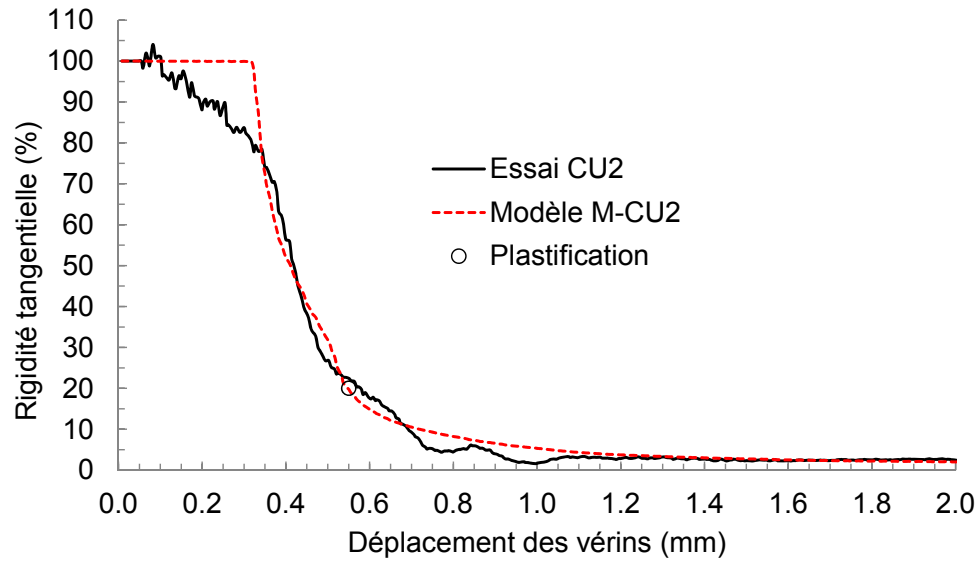
6.2.2 Essai CU2 et modèle M-CU2

L'essai CU2 vise le même taux effectif de déformation plastique que celui de l'essai CU1 mais la traction dans l'essai CU2 a été réalisée selon la direction transversale au laminage. L'essai CU2 permet de constater si la limite élastique de l'éprouvette qui contribue à la force de plastification de l'éprouvette est indépendante de la direction de chargement. Le modèle numérique M-CU2 est utilisé pour simuler l'essai CU2.

La figure 6.6a permet de remarquer que la capacité en force de l'acier sollicité suivant la direction transversale (essai CU2) est presque identique que celle de l'acier chargé suivant la direction de laminage (essai CU1) au même taux de déformation. Pour ce cas particulier, la limite élastique de l'acier est indépendante de la direction de chargement sur l'éprouvette lorsque celle-ci est sollicitée uniaxialement au même condition de chargement.



(a)



(b)

Figure 6.6 Courbes obtenues lors l'essai CU2 et par le modèle M-CU2 : (a) évolution de la force; (b) évolution de la rigidité tangentielle

D'après la figure 6.6b, la rigidité de l'éprouvette dans la direction sollicitée est réduite à 20% de sa valeur initiale lorsque l'éprouvette subit un déplacement théorique de 0.55 mm.

À ce déplacement, la force de plastification de l'éprouvette observée lors de l'essai CU2 est de 51.6 kN alors que la force de plastification prédite par le modèle M-CU2 est de 51.3 kN (figure 6.6a). L'erreur relative de force de plastification entre le modèle M-CU2 et l'essai CU2 est de -0.6% , ce qui confirme que le modèle M-CU2 prédit avec une excellente précision le comportement de l'éprouvette lors de plastification durant l'essai CU2. La limite élastique utilisé dans le modèle M-CU2 est de 400 MPa, ce qui est identique à la limite élastique utilisé dans le modèle M-CU1.

D'après la figure 6.7, la partie centrale de l'éprouvette subit un déplacement plastique à une vitesse de 0.00559 mm/sec lors de simulation par le modèle M-CU2 alors que la vitesse de déplacement lors de l'essai CU2 est de 0.00587 mm/sec. L'erreur relative entre la vitesse de déplacement plastique calculée par le modèle et la vitesse expérimentale est de -4.8% , ce qui indique que la précision du modèle M-CU2 à estimer le taux de déformation que subit réellement la partie centrale est très bonne.

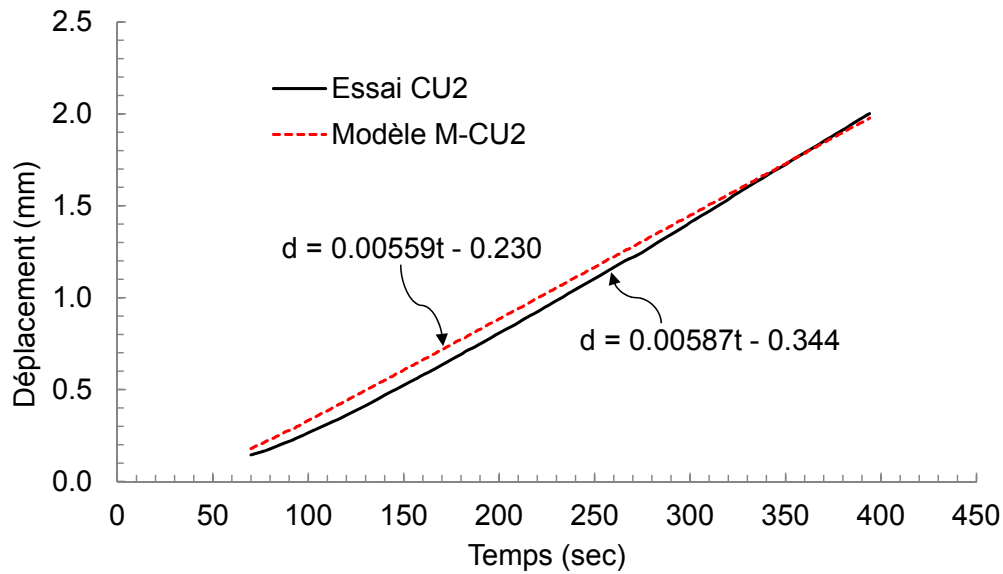
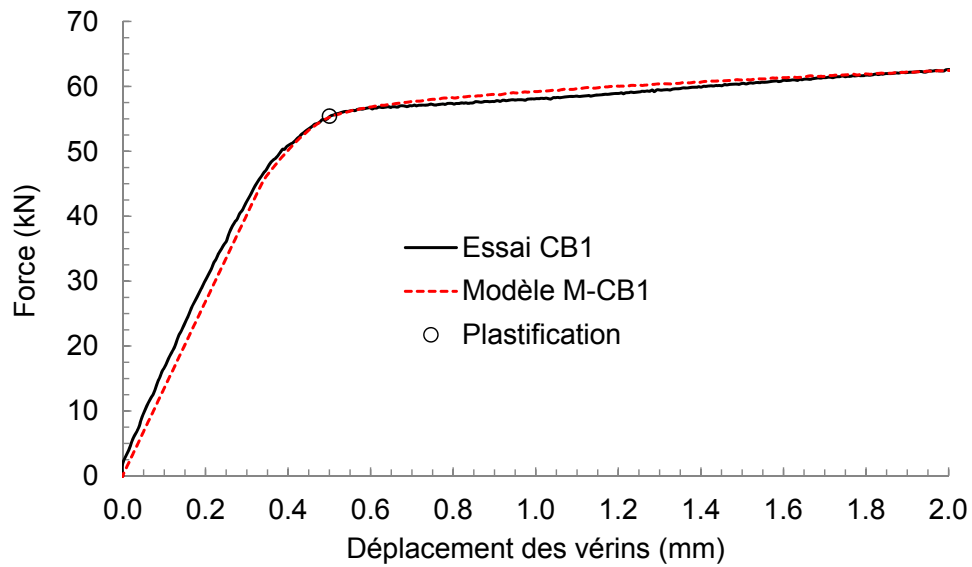


Figure 6.7 Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CU2 et le modèle M-CU2

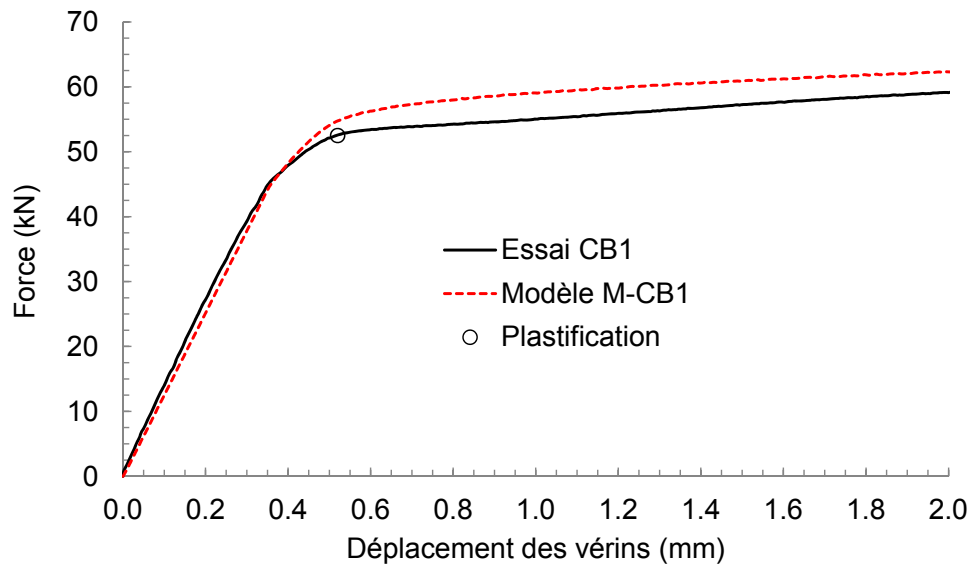
6.2.3 Essai CB1 et modèle M-CB1

L'essai équibiaxial CB1 vise un taux effectif de déformation plastique $\dot{\epsilon}_e^p = 10^{-4} \text{ sec}^{-1}$ le même que lors des essais uniaxiaux CU1 et CU2. Il est attendu que la limite élastique utilisée dans le modèle numérique M-CB1 qui simule l'essai CB1 est la même que celle utilisée dans les modèles M-CU1 et M-CU2. C'est la raison pour laquelle, $F_y = 400 \text{ MPa}$

est fixée dans la courbe de contrainte-déformation effective pour l'acier du modèle M-CB1. Les figures 6.8a et 6.8b présentent l'évolution des forces de l'éprouvette du début



(a)



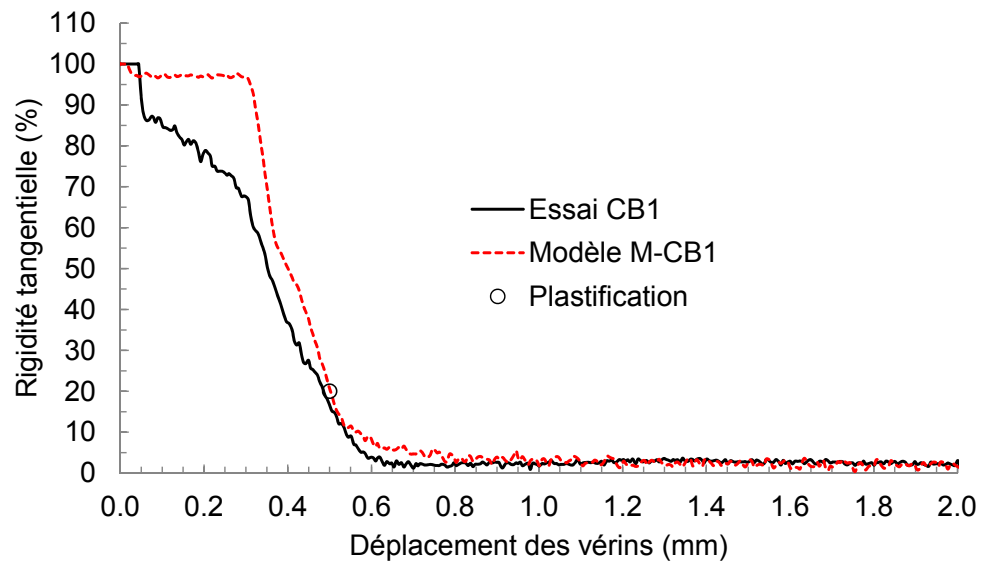
(b)

Figure 6.8 Courbes de force obtenues lors de l'essai CB1 et par le modèle M-CB1 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

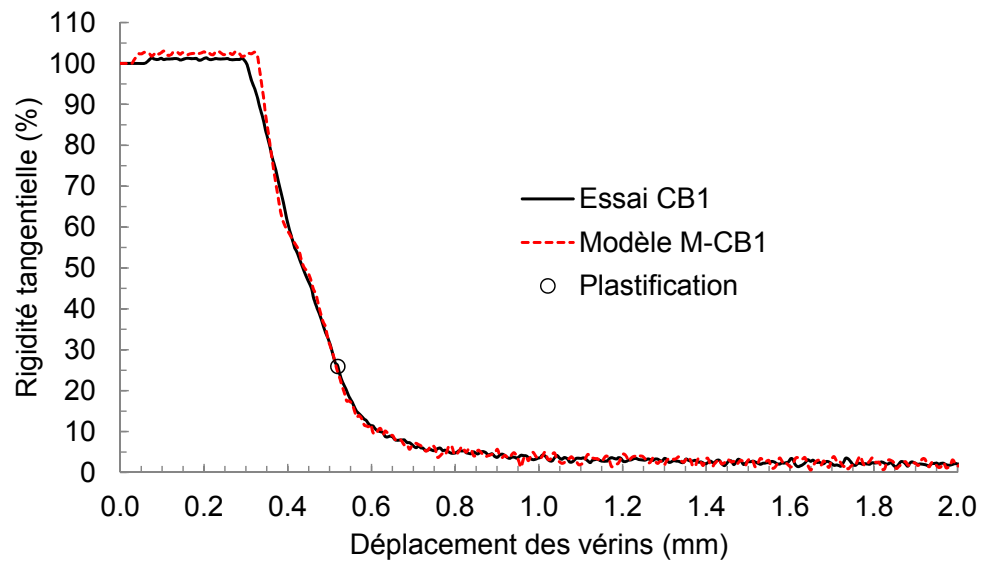
de sollicitation jusqu'à une sollicitation de 2 mm pour chacune des deux directions de chargement. Les résultats du modèle M-CB1 pour la direction de laminage concordent bien avec les résultats expérimentaux (figure 6.8a). Pour la direction transversale, la force observée lors de l'essai est légèrement inférieure à celle prédite par le modèle M-CB1 à partir du déplacement d'environ 0.50 mm (figure 6.8b). En fait, le modèle numérique M-

CB1 estime la même capacité en force dans les deux directions en raison de la sollicitation équi-biaxiale et de l'utilisation du critère d'écoulement de Von Mises décrivant un matériau isotrope.

Connaissant la force et le déplacement que subissent l'éprouvette dans chaque direction, l'évolution des rigidités de l'éprouvette au cours du chargement est évaluée et présentée aux figures 6.9a et 6.9b.



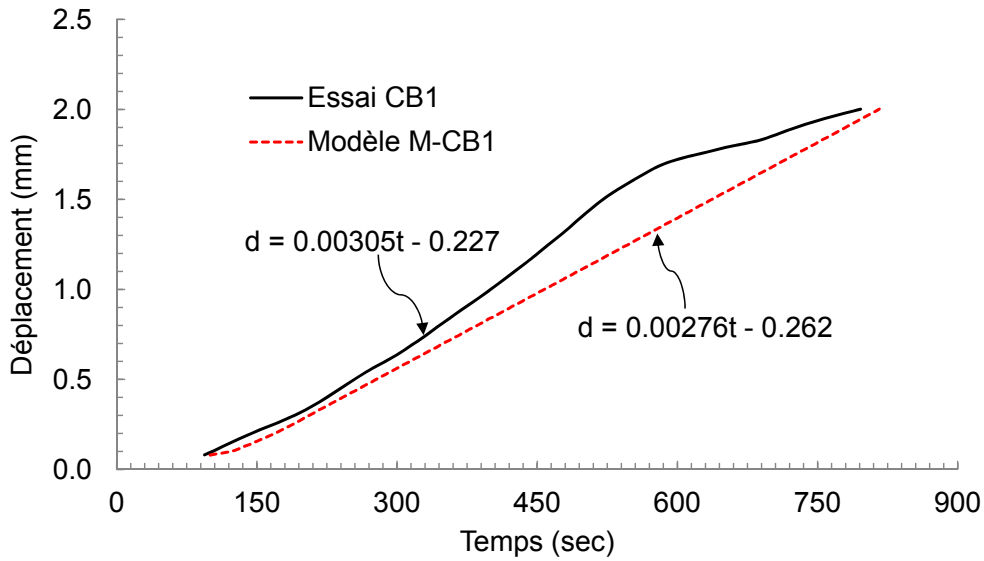
(a)



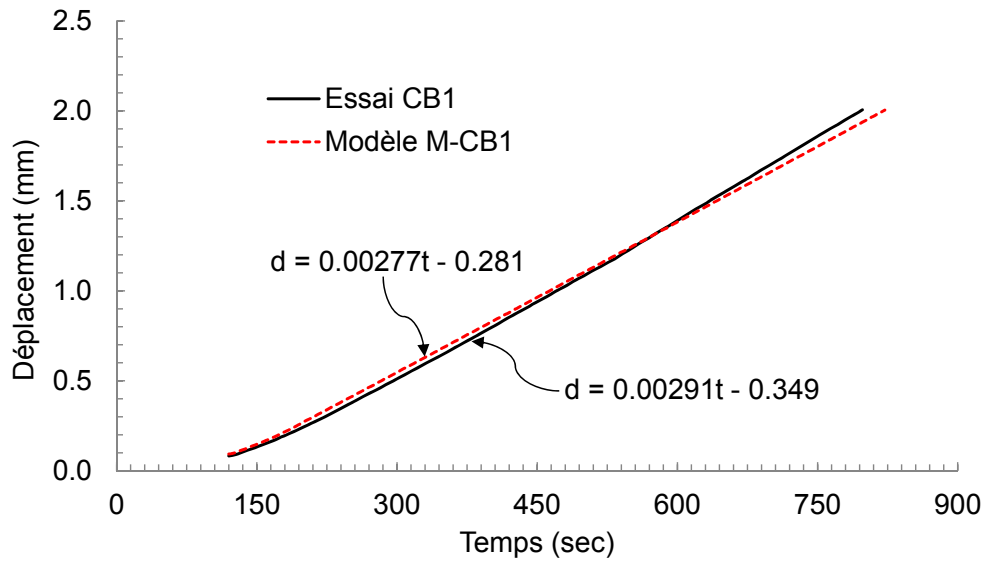
(b)

Figure 6.9 Évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette d'après l'essai CB1 et le modèle M-CB1 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

La rigidité de l'éprouvette suivant la direction de laminage est réduite à 20% de sa valeur initiale lorsqu'un déplacement théorique de 0.50 mm est imposé sur l'éprouvette dans cette direction (figure 6.9a). En se basant sur l'historique temporel du chargement, le déplacement théorique imposé sur l'éprouvette dans la direction transversale à cet instant est de 0.52 mm qui cause la réduction de la rigidité dans cette direction à 26% de sa valeur initiale selon la figure 6.9b.



(a)



(b)

Figure 6.10 Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CB1 et le modèle M-CB1 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

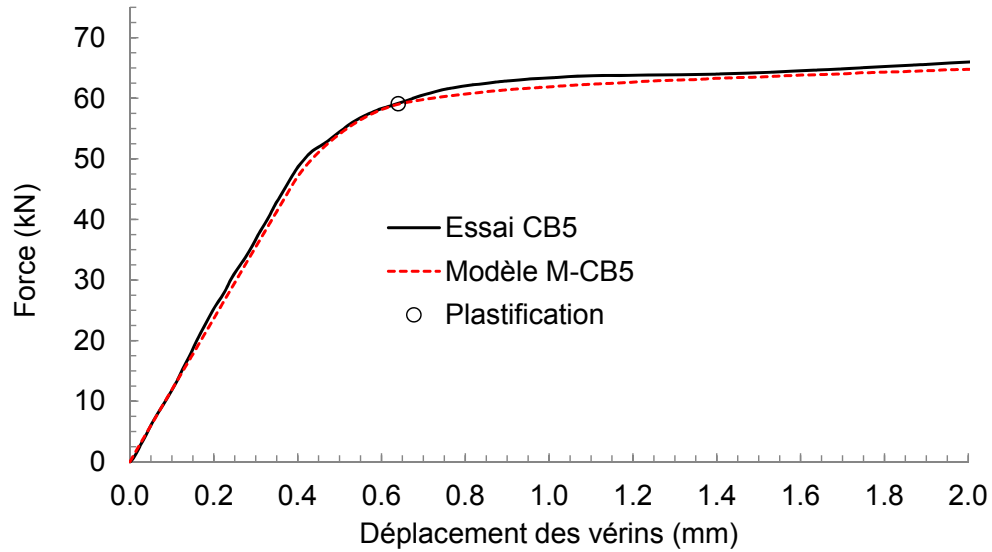
La force de plastification pour la direction de laminage déterminée à un déplacement de 0.50 mm est de 55.3 kN lors de simulation par le modèle M-CB1 et de 55.4 kN lors de l'essai CB1 (figure 6.8a). La force de plastification pour la direction transversale déterminée à un déplacement de 0.52 mm est de 54.6 kN lors de simulation par le modèle M-CB1 et de 52.5 kN lors de l'essai CB1 (figure 6.8b). L'erreur relative de force de plastification entre le modèle M-CB1 et l'essai CB1 est de -0.2% pour la direction de laminage et de 4.1% pour la direction transversale.

D'après la figure 6.10a, le déplacement plastique de la partie centrale dans la direction de laminage survient à une vitesse de 0.00305 mm/sec lors de l'essai CB1 et à une vitesse de 0.00276 mm/sec lors de la simulation par le modèle M-CB1, ce qui représente une erreur relative entre le modèle et l'essai de -9.5% . Cette erreur est causée en grande partie par la qualité du signal du potentiomètre installé lors de l'essai dans cette direction. En ce qui concerne la direction transversale, le modèle M-CB1 prédit une vitesse de déplacement plastique de 0.00277 mm/sec qui est presque la même que la vitesse de 0.00291 mm/sec mesurée lors de l'essai (figure 6.10b). Le modèle M-CB1 permet d'estimer correctement les taux de déformation axiaux que subit réellement la partie centrale lors de l'essai CB1.

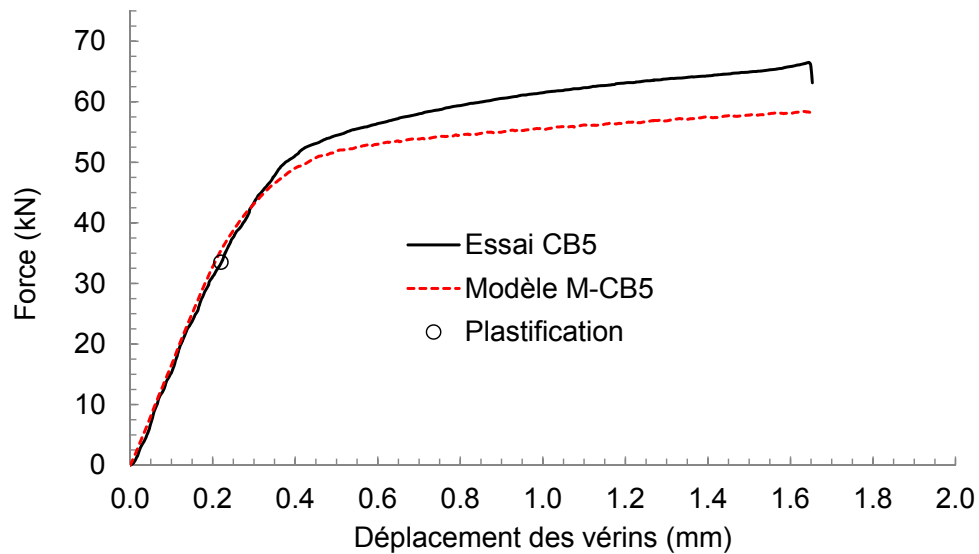
6.2.4 Essai CB5 et modèle M-CB5

Les essais quasi-statiques uniaxiaux CU1 et CU2 ainsi que l'essai quasi-statique équilibial CB1 démontrent que l'acier dans la présente étude a une limite élastique de 400 MPa. C'est pourquoi une valeur de $F_y = 400$ MPa est fixée dans la courbe de contrainte-déformation effective pour l'acier utilisé dans le modèle M-CB5 afin de simuler l'essai quasi-statique biaxial CB5.

La figure 6.11a compare l'évolution des forces de l'éprouvette prédite par le modèle M-CB5 à celle observée lors de l'essai CB5 pour la direction de laminage. La comparaison de la force pour la direction transversale est illustrée à la figure 6.11b. À partir des résultats présentés dans les figures 6.11a et 6.11b, l'évolution des rigidités de l'éprouvette au cours du chargement est évaluée et présentée aux figures 6.12a et 6.12b. La rigidité de l'éprouvette suivant la direction de laminage est réduite à 20% de sa valeur initiale lorsqu'un déplacement théorique de 0.64 mm est imposé sur l'éprouvette dans cette direction (figure 6.12a). À cet instant, le déplacement théorique imposé sur l'éprouvette dans la direction transversale est de 0.22 mm. Ce déplacement réduit la rigidité de l'éprouvette à 76% de sa valeur initiale (figure 6.12b).



(a)

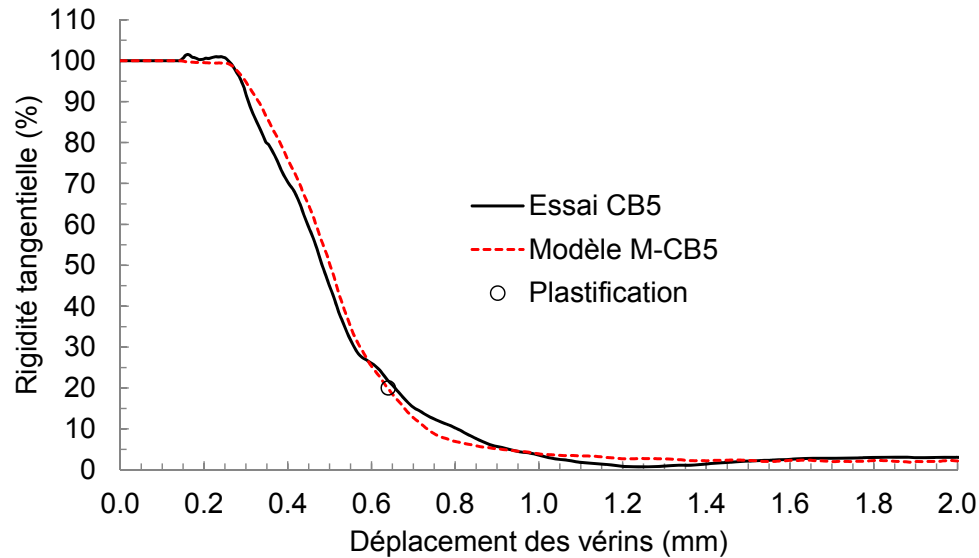


(b)

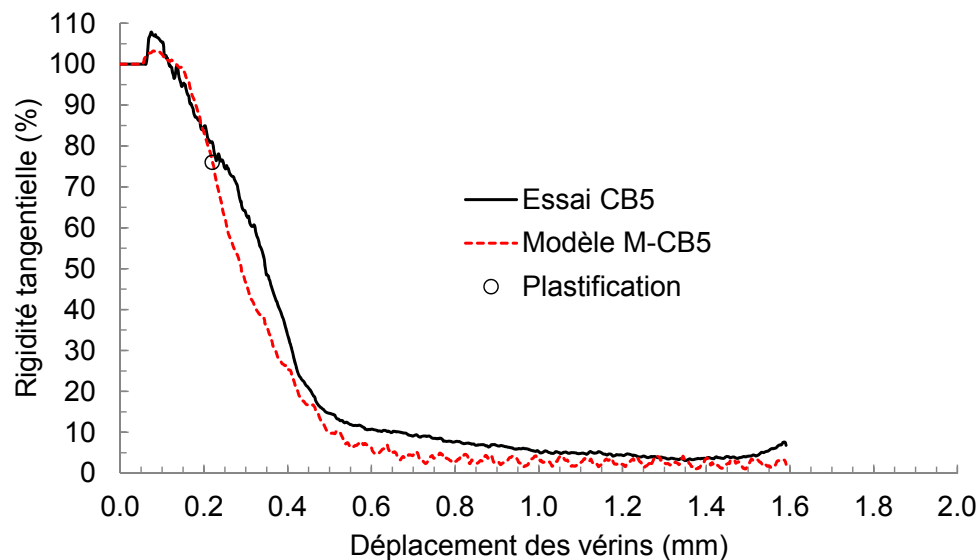
Figure 6.11 Courbes de force obtenues lors de l'essai CB5 et par le modèle M-CB5 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

L'essai biaxial CB5 a été réalisé selon un rapport de déformation $(\bar{\epsilon}_X : \bar{\epsilon}_Y) = (3 : 1)$, ce qui signifie que l'éprouvette a subi une déformation suivant la direction de laminage trois fois plus importante que celle suivant la direction transversale. Ce rapport a été réellement de $0.64/0.22 = 2.91$. C'est la raison pour laquelle la rigidité de l'éprouvette dans la direction de laminage a été détériorée davantage que celle dans la direction transversale lors du régime plastique.

La force de plastification pour la direction de laminage déterminée à un déplacement de 0.64 mm est de 59.0 kN lors de simulation par le modèle M-CB5 et de 59.1 kN lors de l'essai CB5 (figure 6.11a). La force de plastification pour la direction transversale déterminée à un déplacement de 0.22 mm est de 35.6 kN lors de simulation par le modèle M-CB5 et de 33.5 kN lors de l'essai CB5 (figure 6.11b). L'erreur relative de force de plastification entre le modèle M-CB5 et l'essai CB5 est de -0.2% pour la direction de laminage et de -5.9% pour la direction transversale.



(a)

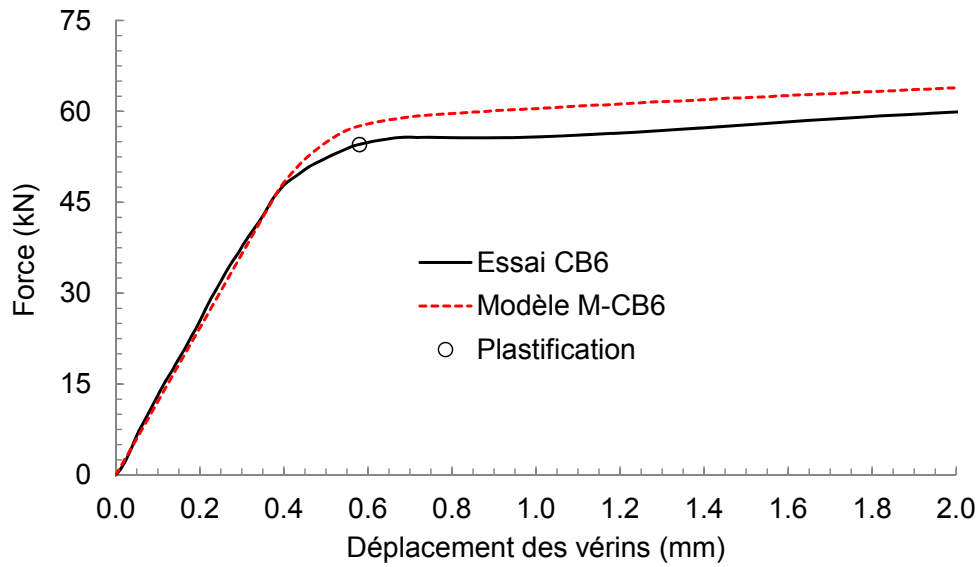


(b)

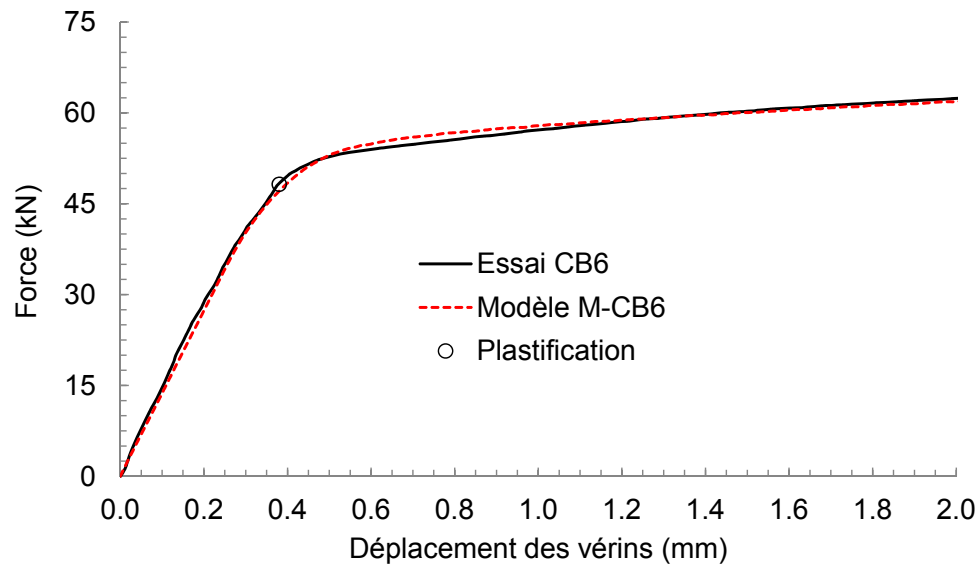
Figure 6.12 Évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette d'après l'essai CB5 et le modèle M-CB5 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

6.2.5 Essai CB6 et modèle M-CB6

Le modèle M-CB6 est utilisé pour simuler l'essai quasi-statique biaxial CB6. Une limite élastique $F_y = 400$ MPa est fixée dans la courbe de contrainte-déformation effective pour l'acier utilisé dans le modèle M-CB6 comme dans le cas du modèle M-CB5. La figure 6.13a compare l'évolution de la force de l'éprouvette prédite par le modèle M-CB6 à celle observée lors de l'essai CB6 pour la direction de laminage.



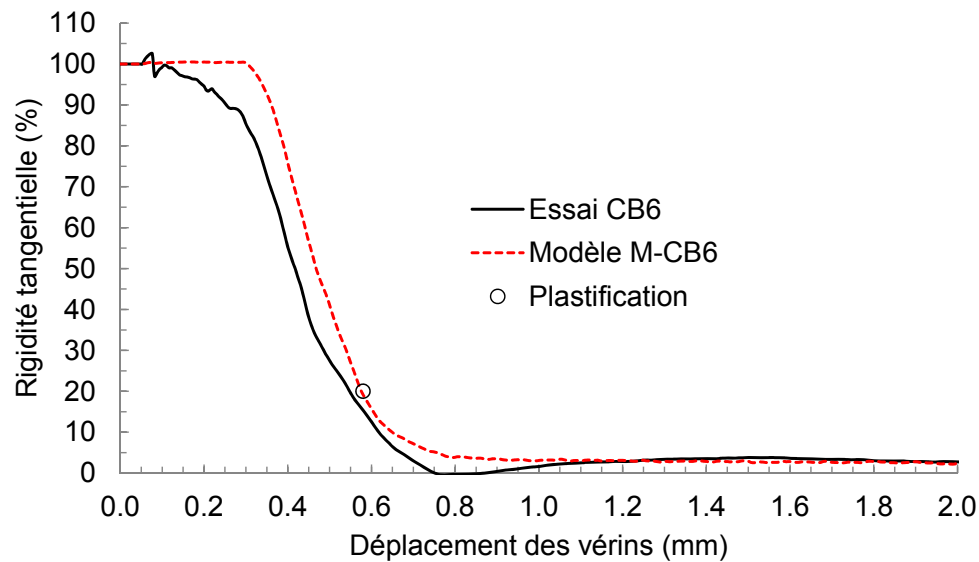
(a)



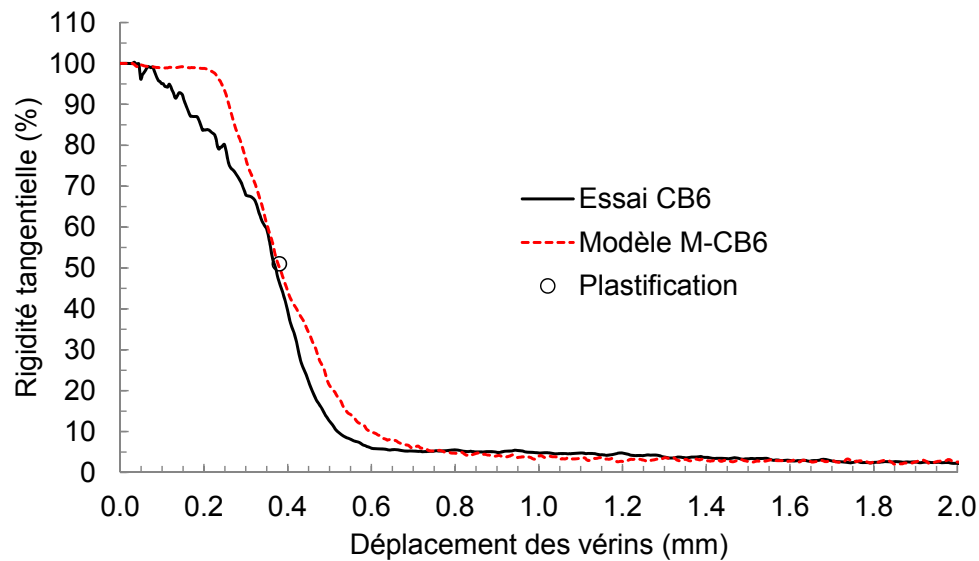
(b)

Figure 6.13 Courbes de force obtenues lors de l'essai CB6 et par le modèle M-CB6 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

La comparaison de la force de l'éprouvette pour la direction transversale est illustrée à la figure 6.13b. À partir des résultats présentés dans les figures 6.13a et 6.13b, l'évolution des rigidités de l'éprouvette au cours du chargement est évaluée et présentée aux figures 6.14a et 6.14b. La rigidité de l'éprouvette suivant la direction de laminage est réduite à 20% de sa valeur initiale lorsqu'un déplacement théorique de 0.58 mm est imposé sur l'éprouvette dans cette direction (figure 6.14a). À cet instant, le déplacement théorique



(a)



(b)

Figure 6.14 Évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette d'après l'essai CB6 et le modèle M-CB6 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

imposé sur l'éprouvette dans la direction transversale est de 0.38 mm. Ce déplacement réduit la rigidité de l'éprouvette à 51% de sa valeur initiale (figure 6.14b).

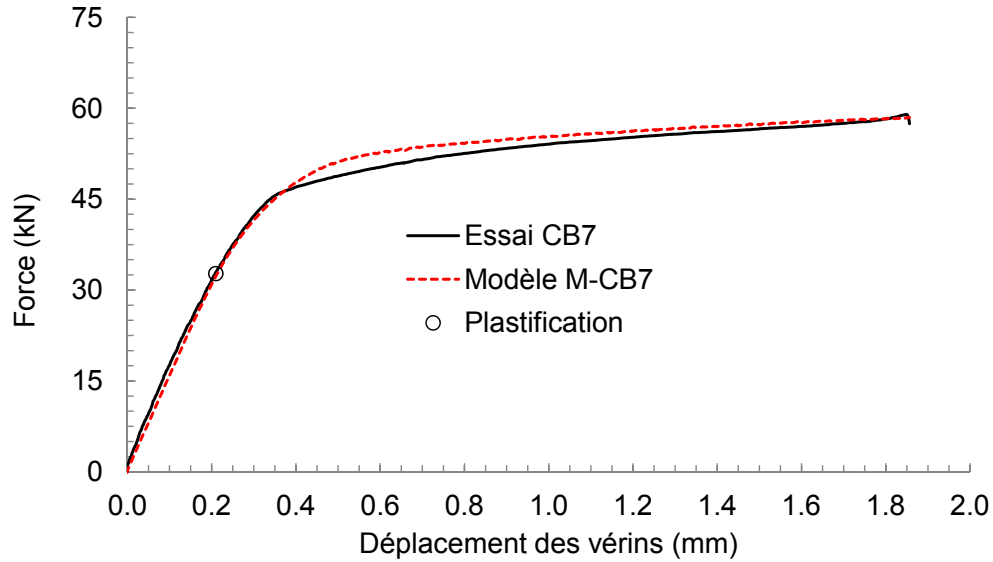
L'essai biaxial CB6 a été réalisé selon un rapport de déformation ($\bar{\varepsilon}_X : \bar{\varepsilon}_Y$) = (3 : 2). En effet, la déformation imposée à l'éprouvette suivant la direction de laminage est une fois et demi plus importante que la déformation suivant la direction transversale. Ce rapport a été réellement de $0.58/0.38 = 1.53$. C'est pourquoi la détérioration de la rigidité de l'éprouvette dans la direction de laminage est encore plus importante que celle dans la direction transversale. De plus, la réduction de rigidité à 51% dans la direction transversale lors de l'essai CB6 est plus grande que la réduction de rigidité à 76% observée lors de l'essai CB5 en raison d'une amplification de déformation dans cette direction lors de l'essai CB6 par rapport à l'essai CB5 ($\bar{\varepsilon}_Y$ passe de 1 pour l'essai CB5 à 2 pour l'essai CB6).

La force de plastification pour la direction de laminage déterminée à un déplacement de 0.58 mm est de 57.5 kN lors de simulation par le modèle M-CB6 et de 54.5 kN lors de l'essai CB6 (figure 6.13a). La force de plastification pour la direction transversale déterminée à un déplacement de 0.38 mm est de 46.9 kN lors de simulation par le modèle M-CB6 et de 48.2 kN lors de l'essai CB6 (figure 6.13b). L'erreur relative de force de plastification entre le modèle M-CB6 et l'essai CB6 est de 5.5% pour la direction de laminage et de de -2.7% pour la direction transversale.

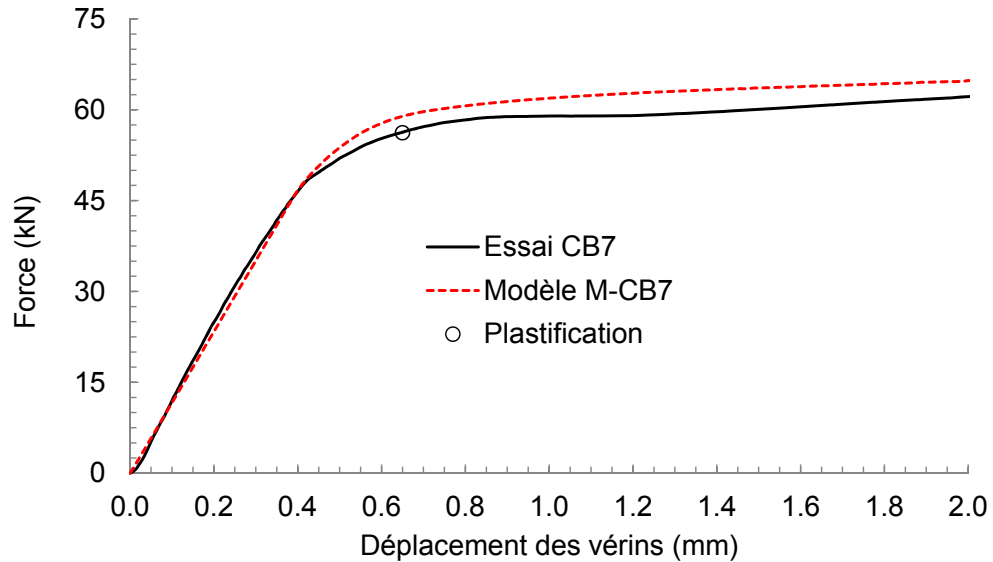
6.2.6 Essai CB7 et modèle M-CB7

Tel que vu dans des modèles M-CB5 et M-CB6, une limite élastique $F_y = 400$ MPa est fixée dans la courbe de contrainte-déformation effective pour l'acier utilisé dans le modèle M-CB7 afin de simuler l'essai quasi-statique biaxial CB7. La figure 6.15a compare l'évolution de la force de l'éprouvette prédite par le modèle M-CB7 à celle observée lors de l'essai CB7 pour la direction de laminage. La comparaison de la force de l'éprouvette pour la direction transversale est illustrée à la figure 6.15b. À partir des résultats présentés dans les figures 6.15a et 6.15b, l'évolution des rigidités de l'éprouvette au cours du chargement est évaluée et présentée aux figures 6.16a et 6.16b.

La rigidité de l'éprouvette suivant la direction transversale est réduite à 20% de sa valeur initiale lorsqu'un déplacement théorique de 0.65 mm est imposé sur l'éprouvette dans cette direction (figure 6.16b). À cet instant, le déplacement théorique imposé sur l'éprouvette dans la direction de laminage est de 0.21 mm. Ce déplacement réduit la rigidité de l'éprouvette à 80% de sa valeur initiale (figure 6.16a).



(a)

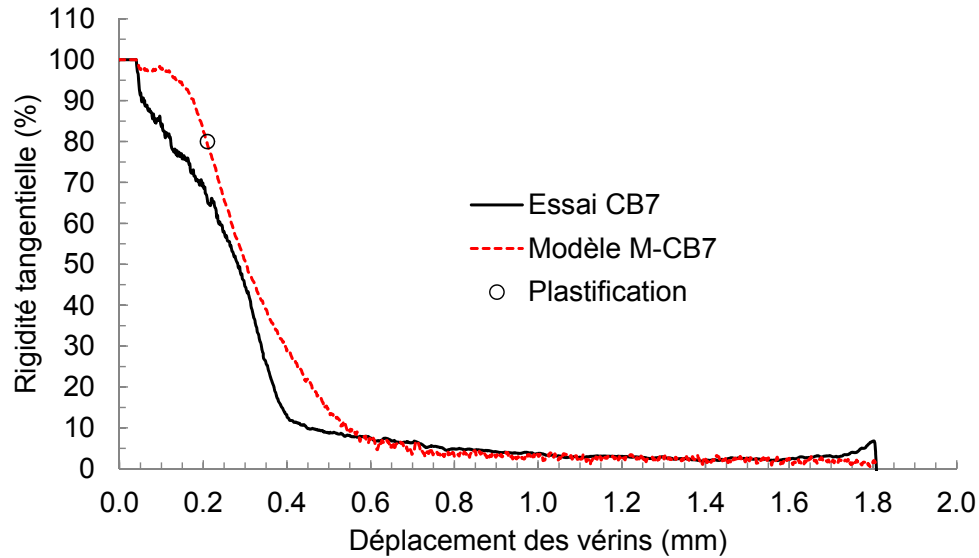


(b)

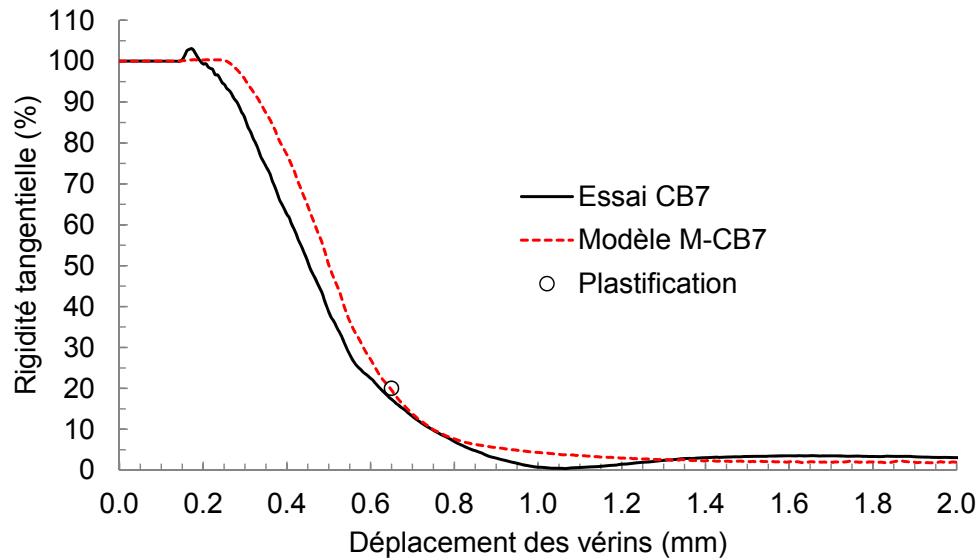
Figure 6.15 Courbes de force obtenues lors de l'essai CB7 et par le modèle M-CB7 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale

L'essai biaxial CB7 a été réalisé selon un rapport de déformation $(\bar{\varepsilon}_X : \bar{\varepsilon}_Y) = (1 : 3)$. Ce rapport a été réellement de $0.21/0.65 = 0.32$. En effet, la rigidité de l'éprouvette dans la direction transversale a été détériorée davantage que celle dans la direction de laminage lors du régime plastique. Le rapport de déformation lors de l'essai CB7 est l'inverse du rapport de déformation $(\bar{\varepsilon}_X : \bar{\varepsilon}_Y) = (3 : 1)$ imposé lors de l'essai CB5. C'est pourquoi autant de réduction de rigidité dans la direction contenant moins de déformation est observée dans l'essai CB7 que dans l'essai CB5 lorsque la rigidité dans l'autre direction

est réduite 20% de sa valeur initiale. En d'autres termes, la rigidité dans la direction de laminage lors de l'essai CB7 est réduite à 80% qui est presque identique à une rigidité de 76% observée dans la direction transversale lors de l'essai CB5 lorsque la rigidité dans la direction perpendiculaire est réduite à 20% de sa valeur initiale.



(a)



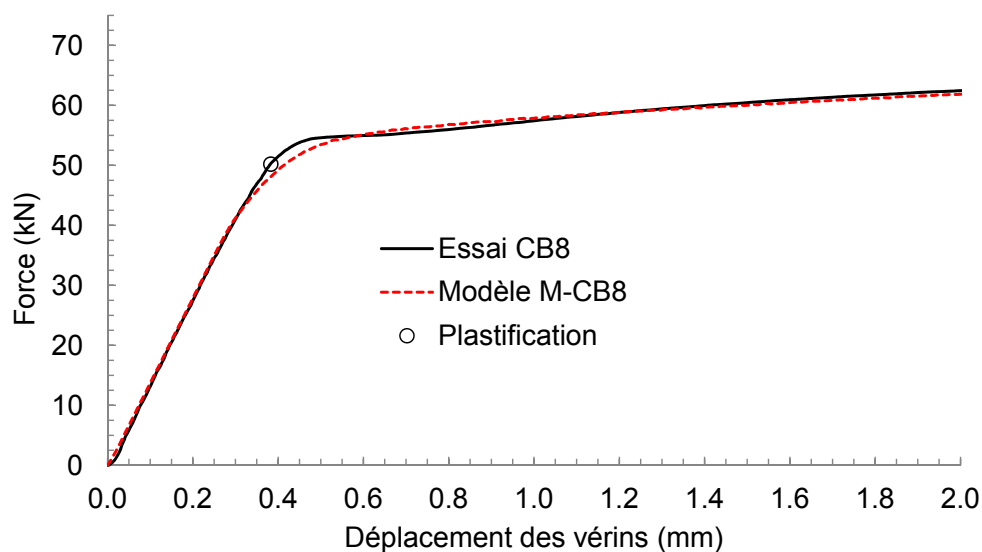
(b)

Figure 6.16 Évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette d'après l'essai CB7 et le modèle M-CB7 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

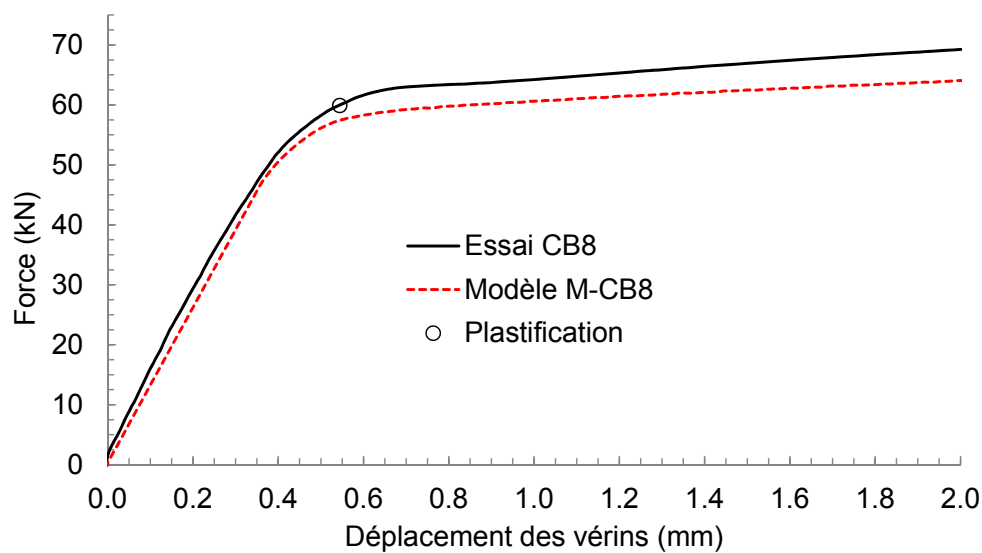
La force de plastification pour la direction de laminage déterminée à un déplacement de 0.21 mm est de 32.0 kN lors de simulation par le modèle M-CB7 et de 32.6 kN lors de l'essai CB7 (figure 6.15a). La force de plastification pour la direction transversale déterminée à

un déplacement de 0.65 mm est de 58.9 kN lors de simulation par le modèle M-CB7 et de 56.2 kN lors de l'essai CB7 (figure 6.15b). L'erreur relative de force de plastification entre le modèle M-CB7 et l'essai CB7 est de -1.8% pour la direction de laminage et de 4.8% pour la direction transversale.

6.2.7 Essai CB8 et modèle M-CB8



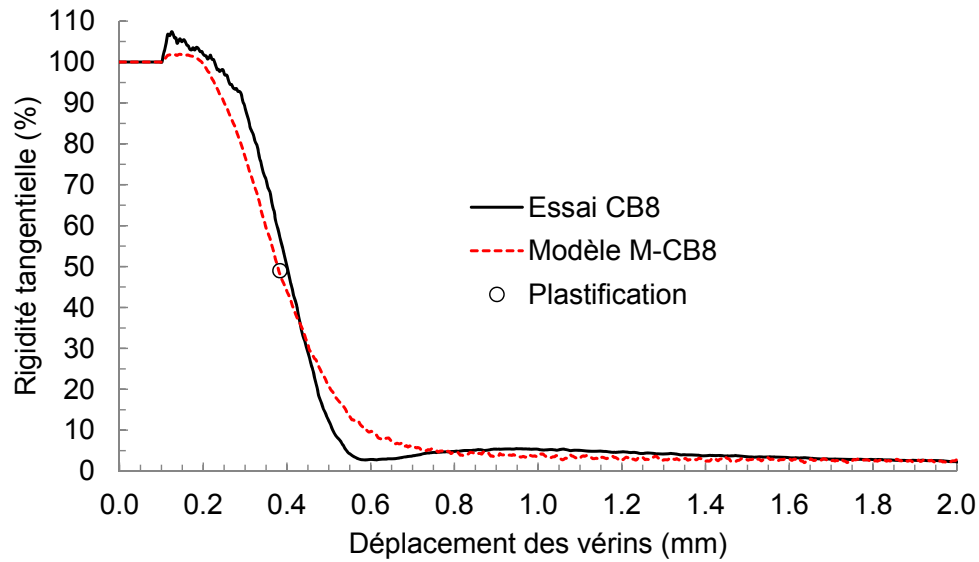
(a)



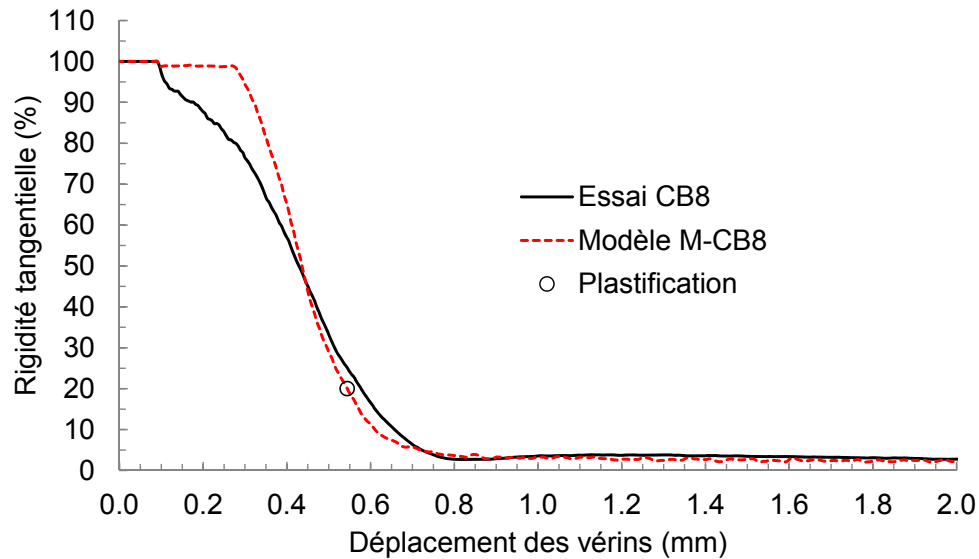
(b)

Figure 6.17 Courbes de force obtenues lors de l'essai CB8 et par le modèle M-CB8 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

Pour le modèle M-CB8 qui simule l'essai quasi-statique biaxial CB8, une limite élastique $F_y = 400$ MPa est fixée dans la courbe de contrainte-déformation effective pour l'acier. La figure 6.17a compare l'évolution de la force de l'éprouvette prédite par le modèle M-CB8 à celle observée lors de l'essai CB8 pour la direction de laminage. La comparaison de la force de l'éprouvette pour la direction transversale est illustrée à la figure 6.17b. l'évolution des rigidités de l'éprouvette au cours du chargement est évaluée et présentée aux figures 6.18a et 6.18b.



(a)



(b)

Figure 6.18 Évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette d'après l'essai CB8 et le modèle M-CB8 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

La rigidité de l'éprouvette suivant la direction transversale est réduite à 20% de sa valeur initiale lorsqu'un déplacement théorique de 0.54 mm est imposé sur l'éprouvette dans cette direction (figure 6.18b). À cet instant, le déplacement théorique imposé sur l'éprouvette dans la direction de laminage est de 0.38 mm. Ce déplacement réduit la rigidité de l'éprouvette à 49% de sa valeur initiale (figure 6.18a).

L'essai biaxial CB8 a été réalisé selon un rapport de déformation $(\bar{\varepsilon}_X : \bar{\varepsilon}_Y) = (2 : 3)$, ce qui signifie que l'éprouvette a subi plus de déformation dans la direction transversale que dans la direction de laminage. Ce rapport a été réellement de $0.38/0.54 = 0.70$. Par conséquent, la rigidité de l'éprouvette dans la direction transversale a été détériorée davantage que celle dans la direction de laminage lors du régime plastique. Le rapport de déformation lors de l'essai CB8 est l'inverse du rapport de déformation $(\bar{\varepsilon}_X : \bar{\varepsilon}_Y) = (3 : 2)$ imposé lors de l'essai CB6. C'est pourquoi autant de réduction de rigidité dans la direction contenant moins de déformation est observée dans l'essai CB8 que dans l'essai CB6 lorsque la rigidité dans l'autre direction est réduite 20% de sa valeur initiale. En d'autres termes, la rigidité dans la direction de laminage lors de l'essai CB8 est réduite à 49% qui est presque identique à une rigidité de 51% observée dans la direction transversale lors de l'essai CB6 lorsque la rigidité dans la direction perpendiculaire est réduite à 20% de sa valeur initiale.

La force de plastification pour la direction de laminage déterminée à un déplacement de 0.38 mm est de 48.0 kN lors de simulation par le modèle M-CB8 et de 50.2 kN lors de l'essai CB8 (figure 6.17a). La force de plastification pour la direction transversale déterminée à un déplacement de 0.54 mm est de 57.4 kN lors de simulation par le modèle M-CB8 et de 60.0 kN lors de l'essai CB8 (figure 6.17b). L'erreur relative de force de plastification entre le modèle M-CB8 et l'essai CB8 est de -4.4% pour la direction de laminage et de -4.3% pour la direction transversale.

6.3 Résultats des essais dynamiques

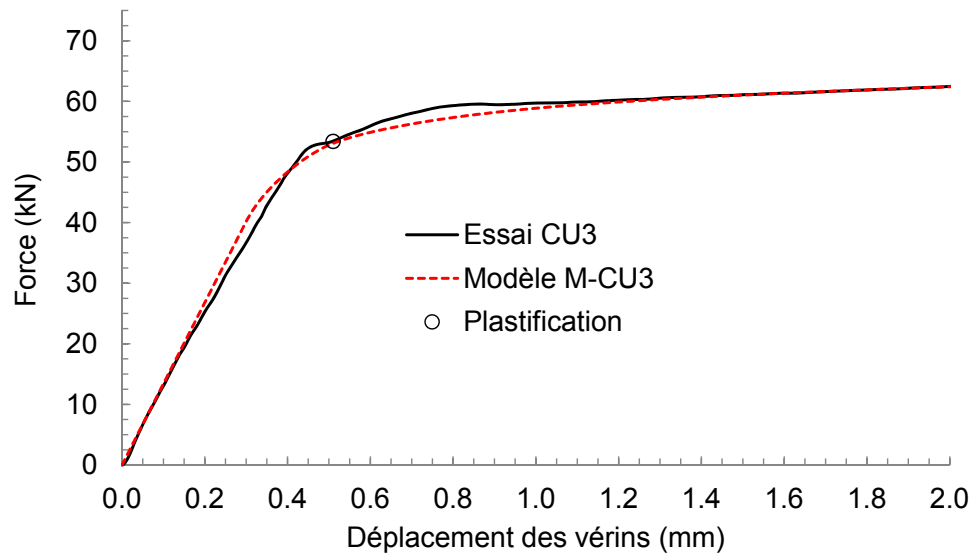
Cette section présente les résultats des essais uniaxiaux et équibiaxiaux dynamiques qui visent des taux effectifs de déformation plastique entre 2×10^{-2} et 2 sec^{-1} ainsi que les résultats des modèles numériques correspondants.

Afin de tenir compte de la vitesse de chargement sur le comportement dynamique d'une éprouvette cruciforme lors de la simulation, l'approche utilisée dans cette étude consiste à modifier la valeur de la limite élastique dans la courbe de contrainte-déformation effective dans chaque modèle numérique de simulation d'essai. Cette modification est effectuée sur une base essai-erreur jusqu'à ce que les résultats de chaque simulation coïncident le

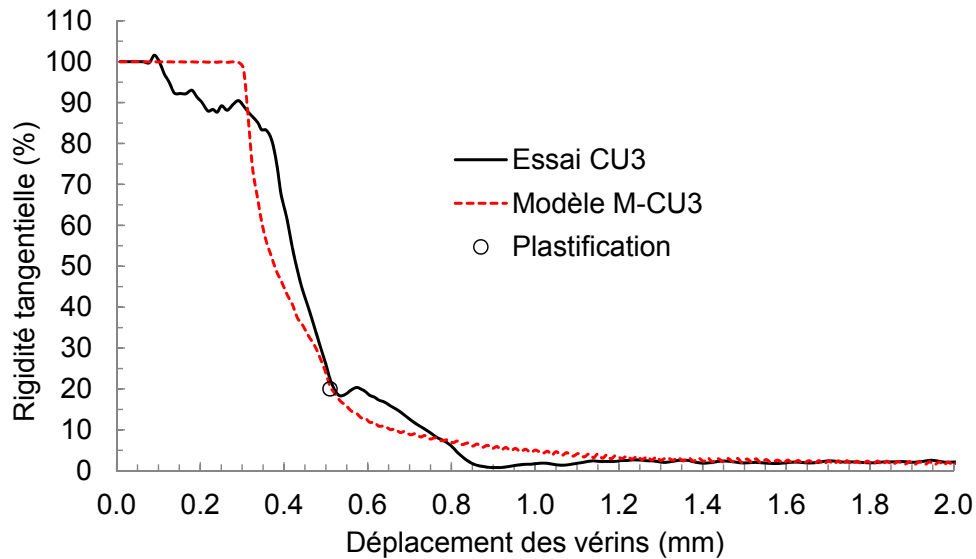
mieux possible avec les résultats expérimentaux notamment au moment de plastification de l'acier.

6.3.1 Essai CU3 et modèle M-CU3

L'essai CU3 est réalisé dans la direction de laminage et vise un taux effectif de déformation plastique $\dot{\varepsilon}_e^p = 2 \times 10^{-2} \text{ sec}^{-1}$. La figure 6.19a confirme le comportement en force de



(a)



(b)

Figure 6.19 Courbes obtenues lors l'essai CU3 et par le modèle M-CU3 : (a) évolution de la force; (b) évolution de la rigidité tangentielle

l'éprouvette observé lors de simulation par le modèle M-CU3. À la figure 6.19b, la réduction de la rigidité de l'éprouvette jusqu'à 20% de sa valeur initiale est observée lorsqu'un déplacement théorique de 0.51 mm est imposé sur l'éprouvette. À ce déplacement, la force de plastification de l'éprouvette est de 53.2 kN lors de simulation par le modèle M-CU3 et de 53.6 kN lors de l'essai CU3 (figure 6.19a). L'erreur relative de force de plastification entre le modèle M-CU3 et l'essai CU3 est de -0.7% , ce qui confirme l'excellente précision du modèle M-CU3 à simuler le comportement de l'éprouvette lors de plastification durant l'essai CU3. Il est à noter qu'une limite élastique a été ajusté à une valeur de 416 MPa dans le modèle M-CU3 afin d'obtenir ces excellents résultats.

D'après la figure 6.20, la partie centrale de l'éprouvette subit un déplacement plastique à une vitesse de 1.18 mm/sec lors de simulation par le modèle M-CU3 alors que la vitesse de déplacement lors de l'essai CU3 est de 1.16 mm/sec. L'erreur relative entre la vitesse de déplacement plastique calculée par le modèle et la vitesse expérimentale est de 1.7%, ce qui indique que la précision du modèle M-CU3 à estimer le taux de déformation que subit réellement la partie centrale est très bonne.

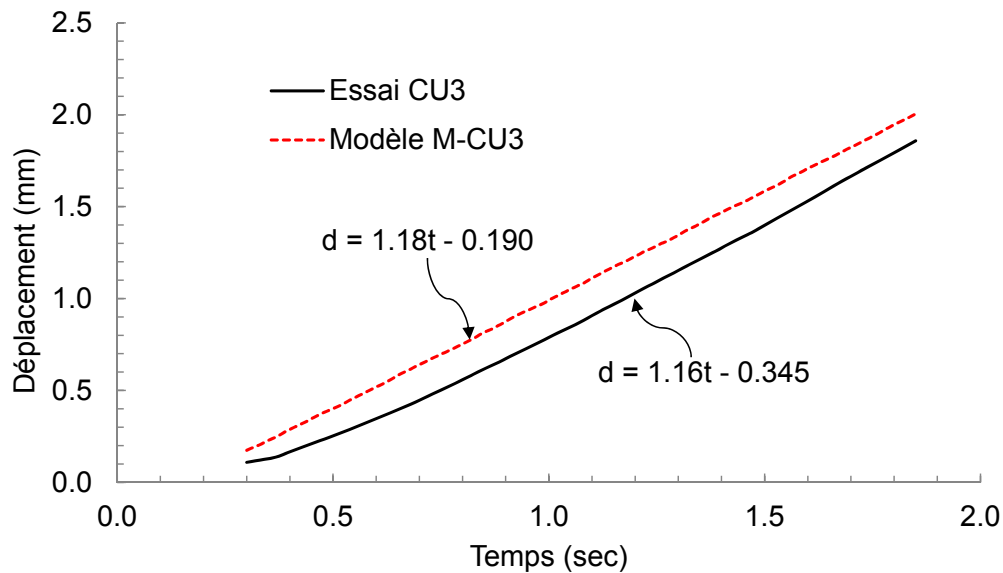
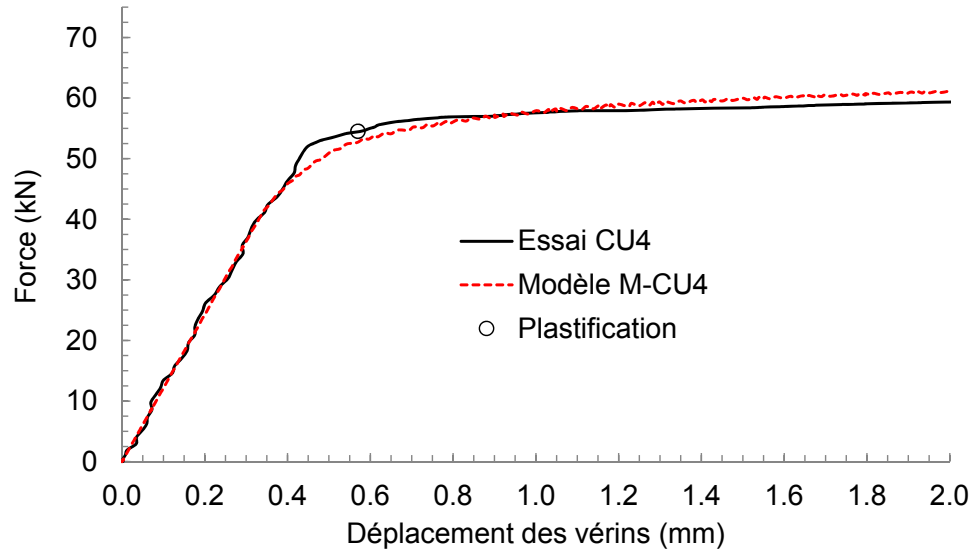


Figure 6.20 Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CU3 et le modèle M-CU3

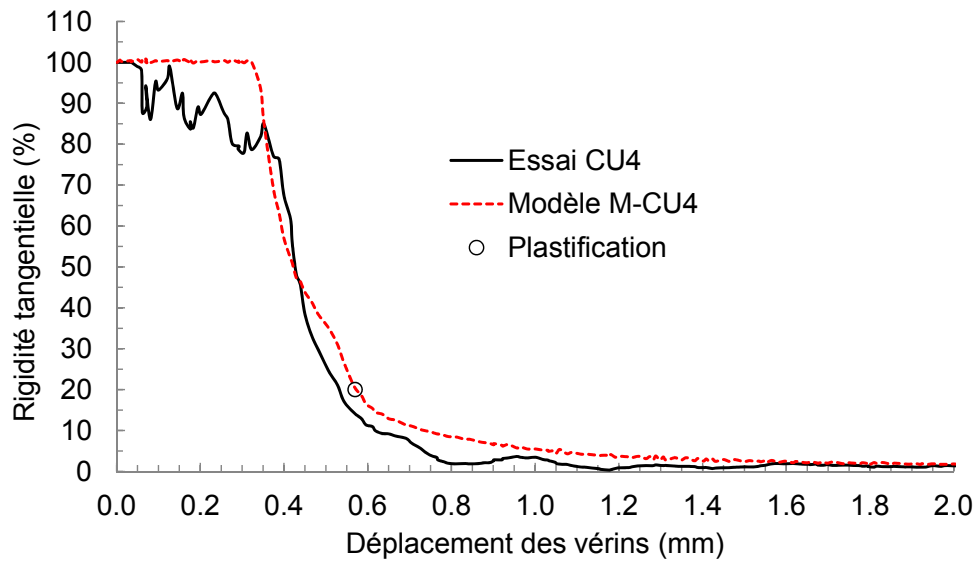
6.3.2 Essai CU4 et modèle M-CU4

L'essai CU4 a été réalisé dans la direction de laminage et vise un taux effectif de déformation plastique $\dot{\varepsilon}_e^p = 10^{-1} \text{ sec}^{-1}$. La figure 6.21a montre que les résultats du modèle M-CU4 sont semblables que ceux de l'essai CU4, ce qui le confirme le comportement de

l'éprouvette prédit par le modèle M-CU4 dans lequel la limite élastique est ajustée à une valeur de $F_y = 410$ MPa dans la courbe de contrainte-déformation effective.



(a)



(b)

Figure 6.21 Courbes obtenues lors l'essai CU4 et par le modèle M-CU4 : (a) évolution de la force ; (b) évolution de la rigidité tangentielle

D'après la figure 6.21b, la rigidité de l'éprouvette dans la direction sollicitée est réduite à 20% de sa valeur initiale lorsqu'un déplacement théorique de 0.57 mm est imposé sur l'éprouvette. À ce déplacement, la force de plastification déterminée est de 52.9 kN lors de simulation par le modèle M-CU4 et de 54.5 kN lors de l'essai CU4 (figure 6.21a). L'erreur relative de force de plastification entre le modèle M-CU4 et l'essai CU4 est de -3.0% .

Cette erreur indique que le comportement de l'éprouvette à l'amorce de plastification lors de l'essai CU4 est représenté avec une très bonne précision par le modèle M-CU4.

D'après la figure 6.22, la partie centrale de l'éprouvette subit un déplacement plastique à une vitesse de 6.04 mm/sec lors de simulation par le modèle M-CU4 alors que la vitesse de déplacement lors de l'essai CU4 est de 6.66 mm/sec. L'erreur relative entre la vitesse de déplacement plastique calculée par le modèle et la vitesse expérimentale est de -9.3% qui est la précision du modèle M-CU4 à estimer le taux de déformation que subit réellement la partie centrale. Cette erreur qui est inférieure à 10% est tout à fait acceptable.

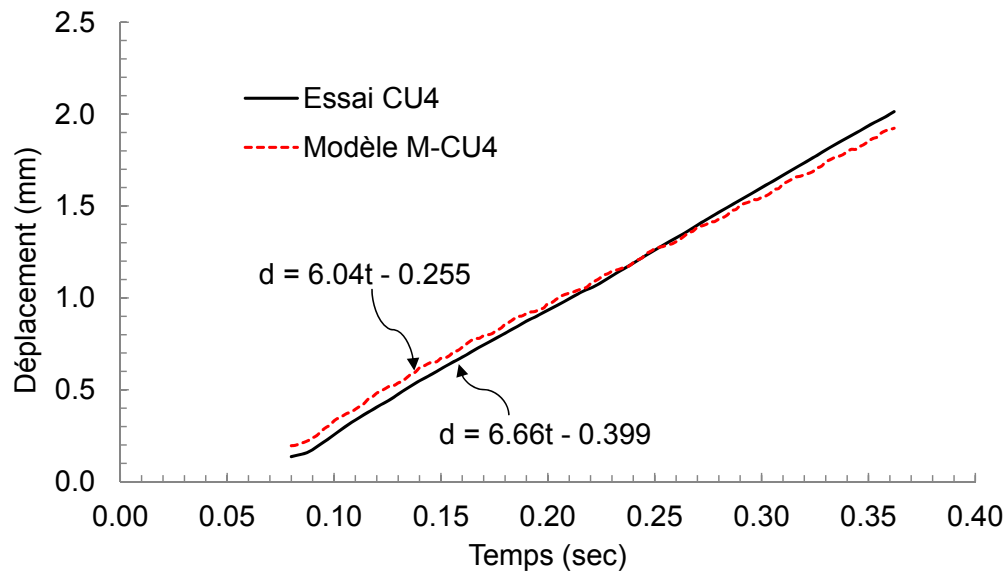


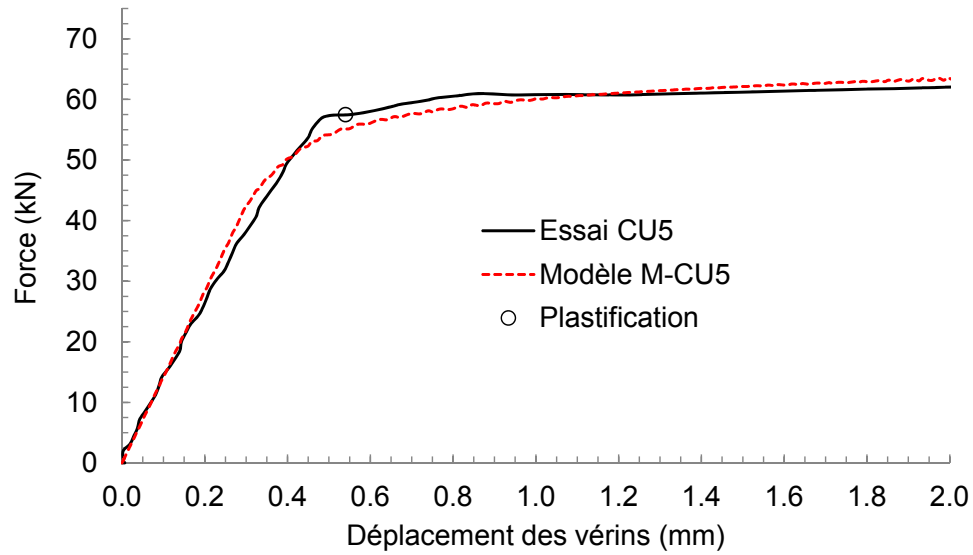
Figure 6.22 Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CU4 et le modèle M-CU4

6.3.3 Essai CU5 et modèle M-CU5

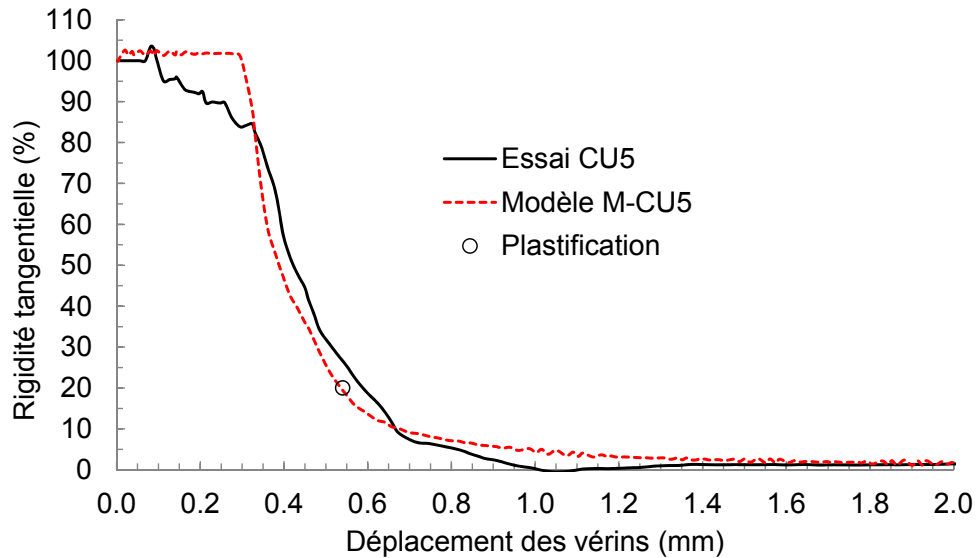
L'essai CU5 a été réalisé dans la direction de laminage et vise un taux effectif de déformation plastique $\dot{\epsilon}_e^p = 2 \times 10^{-1} \text{ sec}^{-1}$. La figure 6.23a confirme le comportement en force de l'éprouvette observé lors de simulation par le modèle M-CU5.

À la figure 6.23b, la rigidité de l'éprouvette dans la direction sollicitée est réduite à 20% de sa valeur initiale au moment où un déplacement théorique de 0.54 mm est imposé sur l'éprouvette. À ce déplacement, la force de plastification déterminée sur la figure 6.23a est de 55.1 kN lors de simulation par le modèle M-CU5 et de 57.5 kN lors de l'essai CU5. L'erreur relative de force de plastification entre le modèle M-CU5 et l'essai CU5 est de -4.2% qui indique une bonne précision du modèle M-CU5 à représenter le comportement de l'éprouvette lors de sa plastification durant l'essai CU5. Afin d'obtenir ces excellents

résultats de simulation, la limite élastique de l'acier est augmentée à $F_y = 425$ MPa dans le modèle M-CU5.



(a)



(b)

Figure 6.23 Courbes obtenues lors de l'essai CU5 et par le modèle M-CU5 : (a) évolution de la force ; (b) évolution de la rigidité tangentielle

La figure 6.24 montre que la partie centrale de l'éprouvette subit un déplacement plastique à une vitesse de 13.0 mm/sec lors de simulation par le modèle M-CU5. D'après la même figure, la vitesse de déplacement plastique de la partie centrale lors de l'essai CU5 est de 14.2 mm/sec. L'erreur relative entre la vitesse de déplacement plastique calculée par

le modèle et la vitesse expérimentale est de -8.5% , ce qui signifie que le modèle M-CU5 permet d'estimer avec une bonne précision le taux de déformation que subit réellement la partie centrale lors de l'essai CU5.

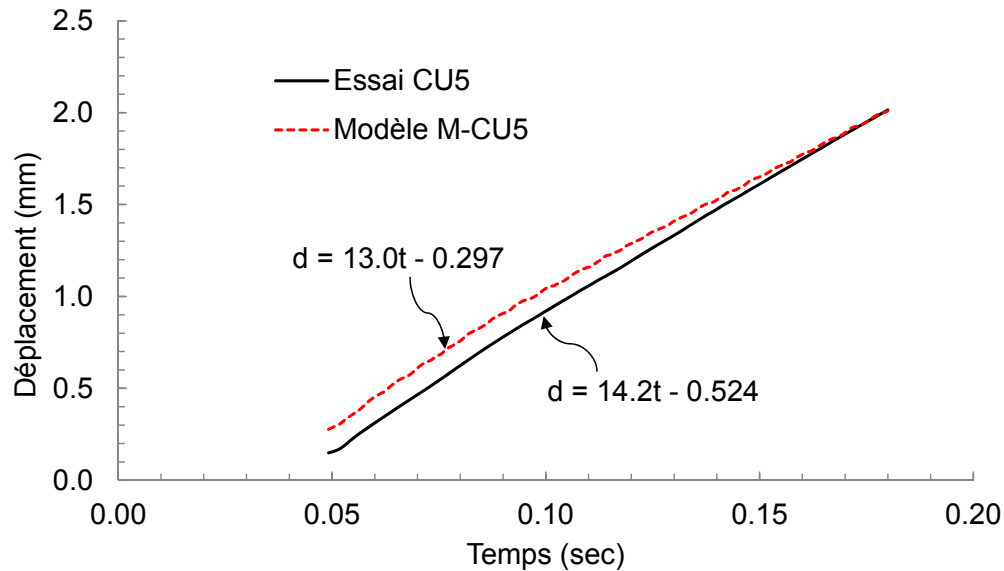


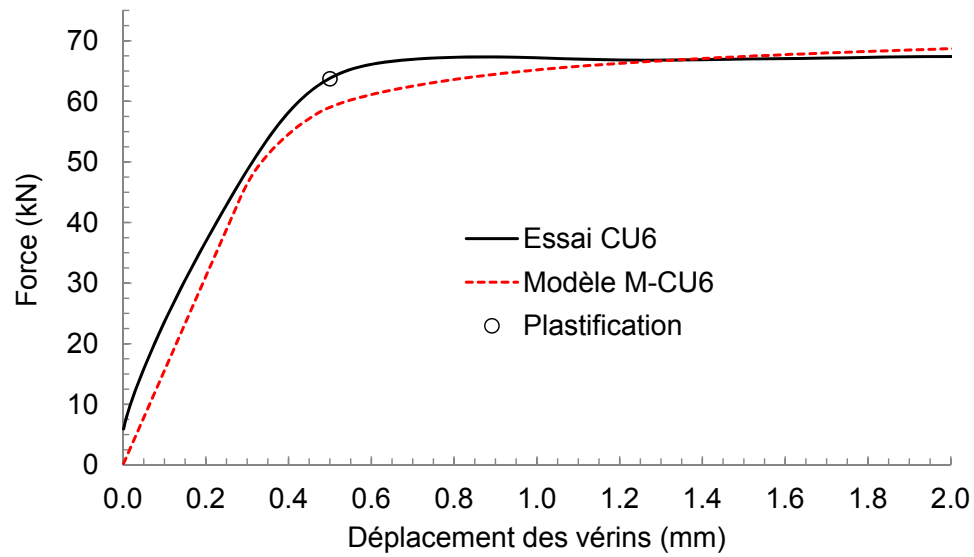
Figure 6.24 Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CU5 et le modèle M-CU5

6.3.4 Essai CU6 et modèle M-CU6

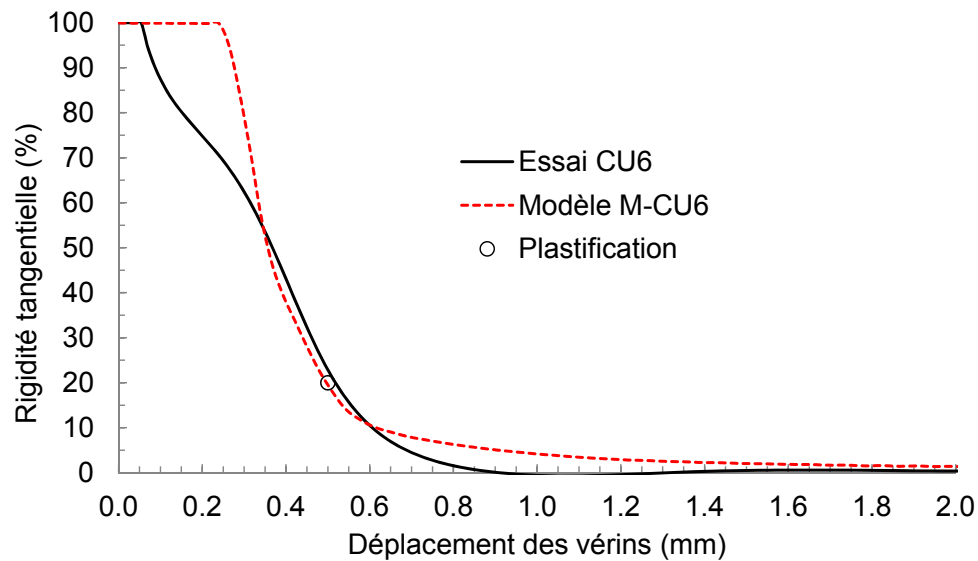
L'essai CU6 a été réalisé dans la direction transversale et vise un taux effectif de déformation plastique $\dot{\epsilon}_e^p = 1 \text{ sec}^{-1}$. La figure 6.25b permet de constater que la réduction de la rigidité suivant la direction sollicitée de l'éprouvette à 20% de sa valeur initiale est observée au moment où un déplacement théorique de 0.50 mm est imposé sur l'éprouvette. À ce déplacement, la force de plastification est de 58.9 kN lors de simulation par le modèle M-CU6 et de 63.7 kN lors de l'essai CU6 (figure 6.25a). L'erreur relative de force de plastification entre le modèle M-CU6 et l'essai CU6 est de -7.5% , ce qui marque le niveau de précision du modèle M-CU6 à reproduire le comportement de l'éprouvette la plastification de l'éprouvette lors de l'essai CU6. Cette précision est quand-même très bonne. Il est à noter que la limite élastique de l'acier $F_y = 464 \text{ MPa}$ est utilisée dans le modèle M-CU6.

La figure 6.26 montre que la partie centrale de l'éprouvette subit un déplacement plastique à une vitesse de 133 mm/sec lors de simulation par le modèle M-CU6. Lors de l'essai CU6, la vitesse de déplacement plastique de la partie centrale est de 144 mm/sec. L'erreur relative entre la vitesse de déplacement plastique calculée par le modèle et la vitesse expérimentale

est de -7.6% , ce qui indique la bonne précision du modèle M-CU6 à estimer le taux de déformation que subit réellement la partie centrale lors de l'essai CU6.



(a)



(b)

Figure 6.25 Courbes obtenues lors de l'essai CU6 et par le modèle M-CU6 : (a) évolution de la force; (b) évolution de la rigidité tangentielle

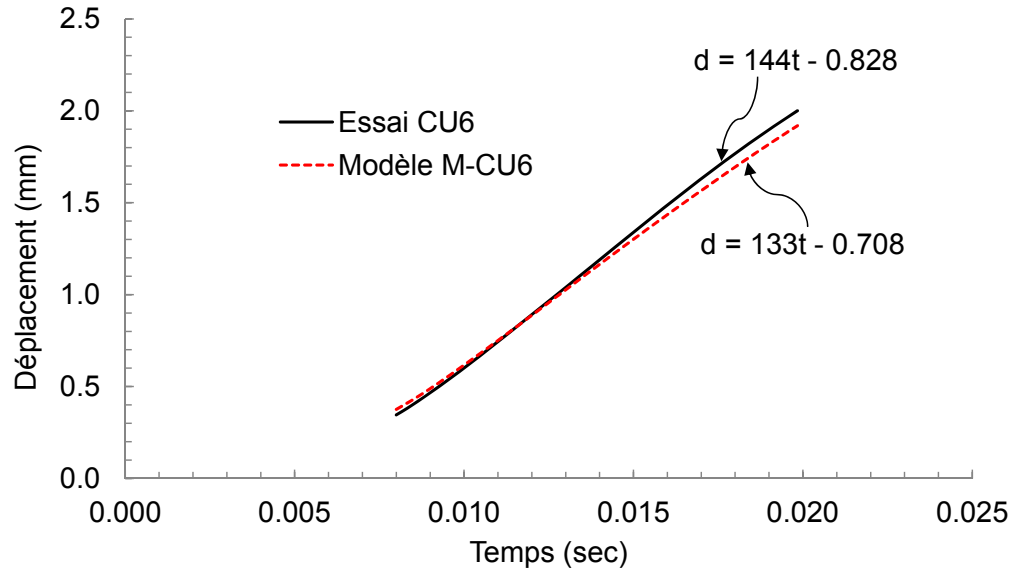
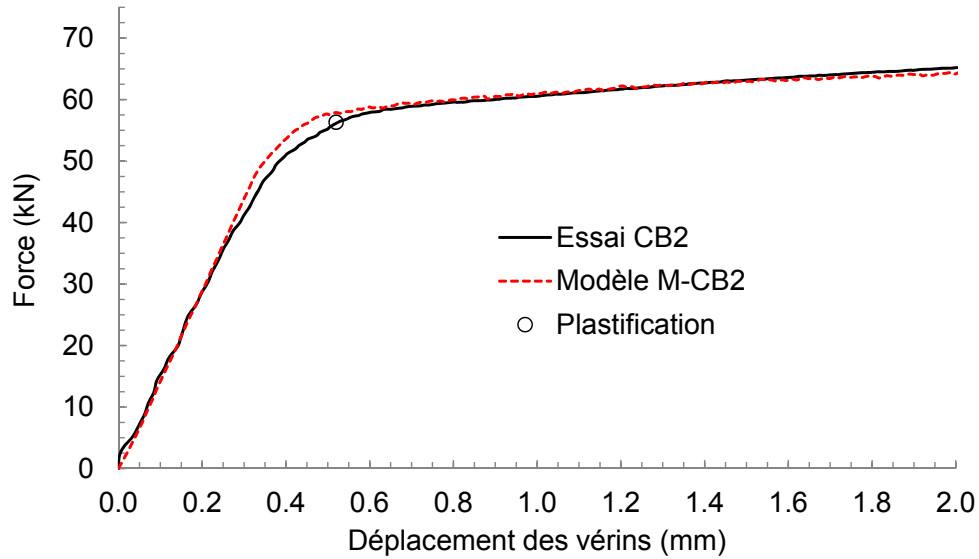


Figure 6.26 Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CU6 et le modèle M-CU6

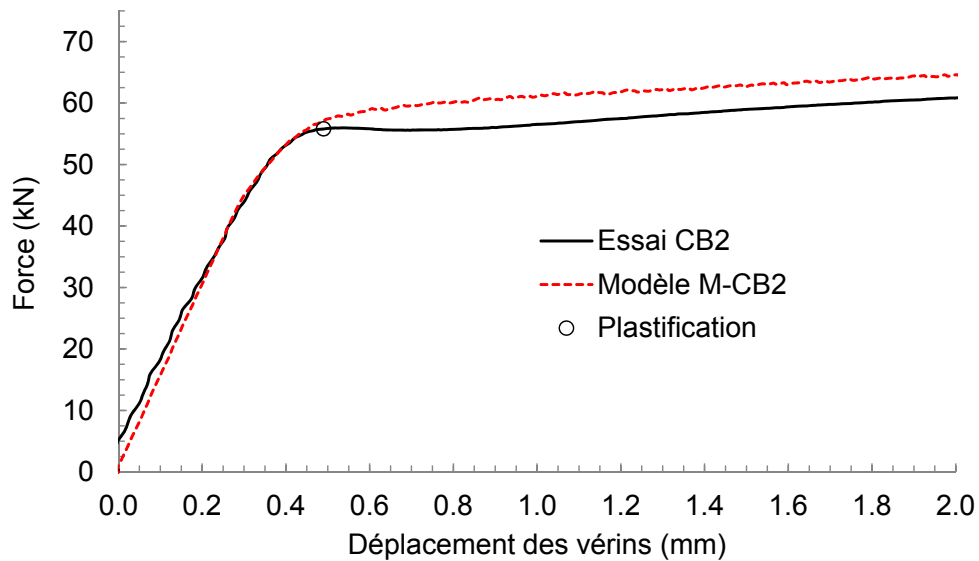
6.3.5 Essai CB2 et modèle M-CB2

L'essai équi-biaxial CB2 vise un taux effectif de déformation plastique $\dot{\epsilon}_e^p = 2 \times 10^{-2} \text{ sec}^{-1}$. La figure 6.27a compare l'évolution de la force de l'éprouvette prédite par le modèle M-CB2 à celle observée expérimentalement dans la direction de laminage. Les résultats du modèle et de l'essai s'accordent très bien pour la direction de laminage. La figure 6.27b présente l'évolution des forces dans la direction transversale. Dans cette direction, la force observée lors de l'essai est légèrement inférieure à celle prédite par le modèle M-CB2 à partir d'un déplacement d'environ 0.5 mm, ce qui est aussi observé lorsque les résultats du modèle M-CB1 sont comparés aux résultats de l'essai CB1 pour la direction transversale. C'est pourquoi le modèle M-CB2 a été calibrée en fonction de la capacité expérimentale en force dans la direction de laminage. Par conséquent, la limite élastique de l'acier $F_y = 412 \text{ MPa}$ est utilisée dans le modèle M-CB2.

À partir de la force et du déplacement présentés dans les figures 6.27a et 6.27b, l'évolution des rigidités de l'éprouvette au cours du chargement est évaluée et présentée aux figures 6.28a et 6.28b. La rigidité de l'éprouvette suivant la direction de laminage est réduite à 20% de sa valeur initiale lorsqu'un déplacement théorique de 0.52 mm est imposé sur l'éprouvette dans cette direction (figure 6.28a). D'après l'historique temporel du chargement, le déplacement théorique imposé sur l'éprouvette dans la direction transversale à cet instant est de 0.49 mm qui cause la réduction de la rigidité dans cette direction à 23% de sa valeur initiale (figure 6.28b).



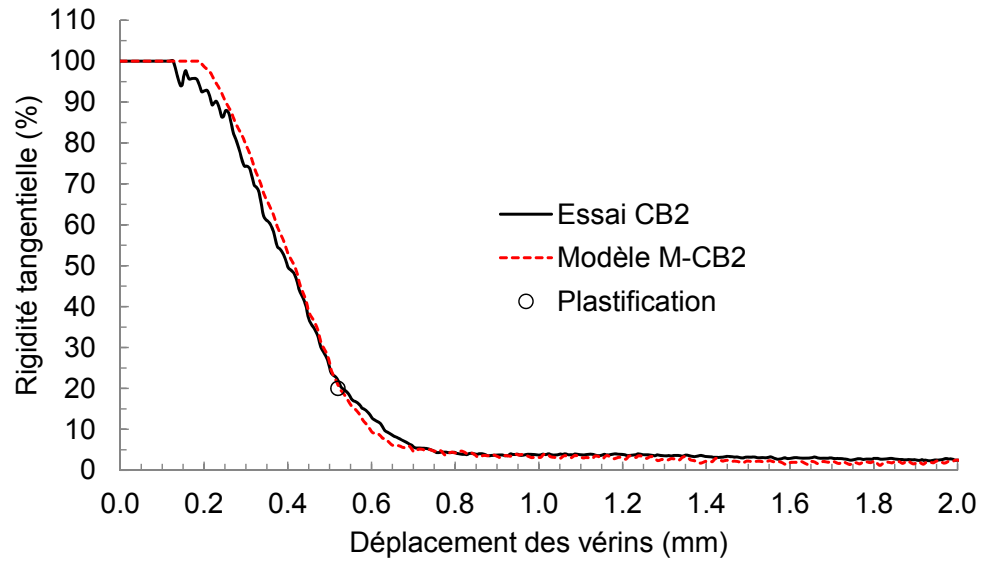
(a)



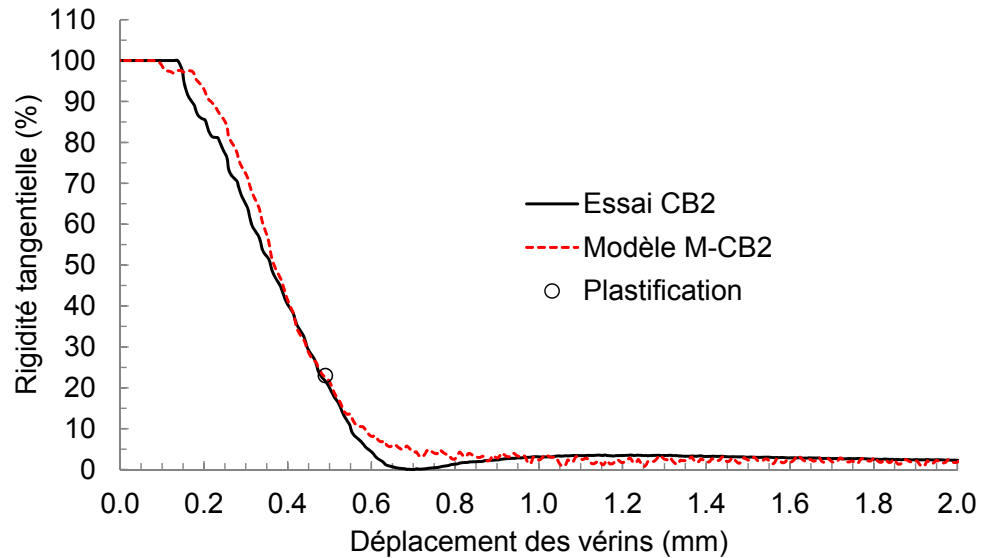
(b)

Figure 6.27 Courbes de force obtenues lors de l'essai CB2 et par le modèle M-CB2 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

La force de plastification pour la direction de laminage déterminée à un déplacement de 0.52 mm est de 57.8 kN lors de simulation par le modèle M-CB2 et de 56.3 kN lors de l'essai CB2 (figure 6.27a). La force de plastification pour la direction transversale déterminée à un déplacement de 0.49 mm est de 57.0 kN lors de simulation par le modèle M-CB2 et de 55.8 kN lors de l'essai CB2 (figure 6.27b). L'erreur relative de force de plastification entre le modèle M-CB2 et l'essai CB2 est de 2.7% pour la direction de laminage et de 2.2% pour la direction transversale.



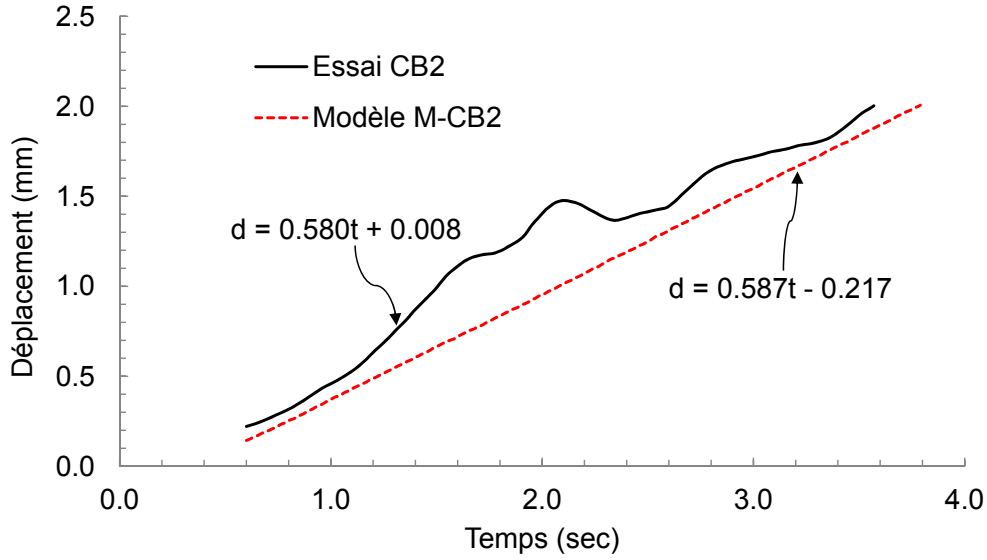
(a)



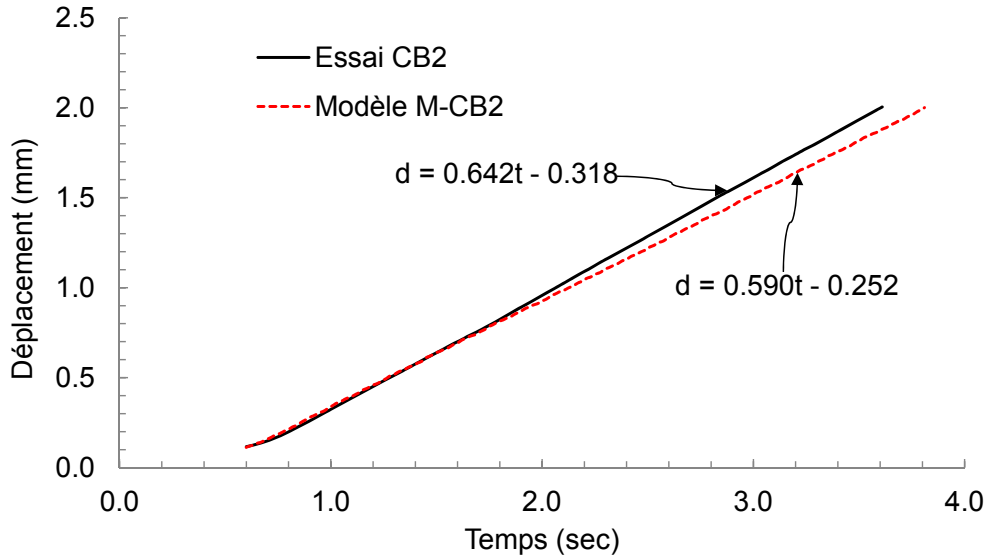
(b)

Figure 6.28 Évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette d'après l'essai CB2 et le modèle M-CB2 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

D'après la figure 6.29a, le déplacement plastique de la partie centrale suivant la direction de laminage survient à une vitesse de 0.587 mm/sec lors de simulation par le modèle M-CB2 et à une vitesse de 0.580 mm/sec lors l'essai CB2, ce qui donne une erreur relative entre le modèle et l'essai de 1.2%. La figure 6.29b montre que le déplacement plastique suivant la direction transversale survient à la même vitesse de 0.590 mm/sec que celle de la direction de laminage lors de simulation par le modèle M-CB2 et de 0.642 mm/sec lors l'essai CB2, ce qui donne une erreur relative entre le modèle et l'essai de -8.1% .



(a)



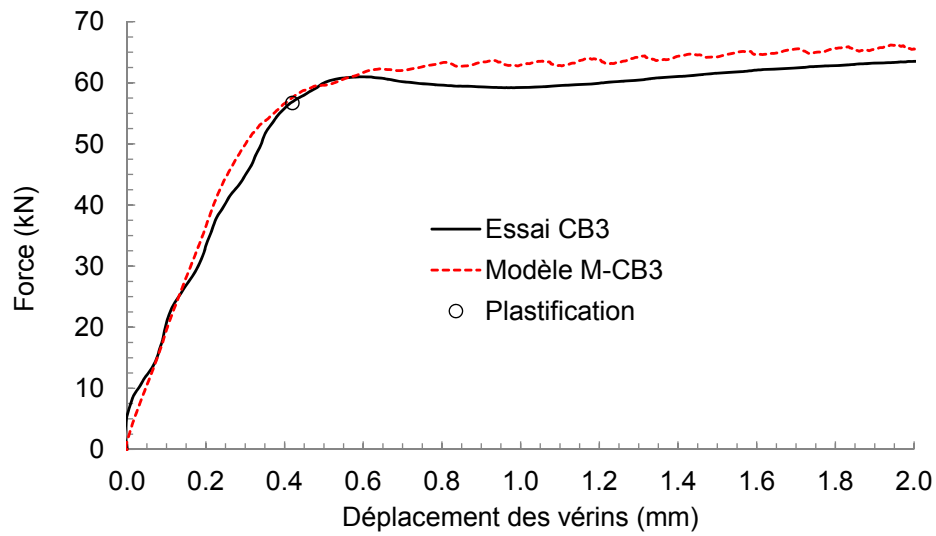
(b)

Figure 6.29 Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CB2 et le modèle M-CB2 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

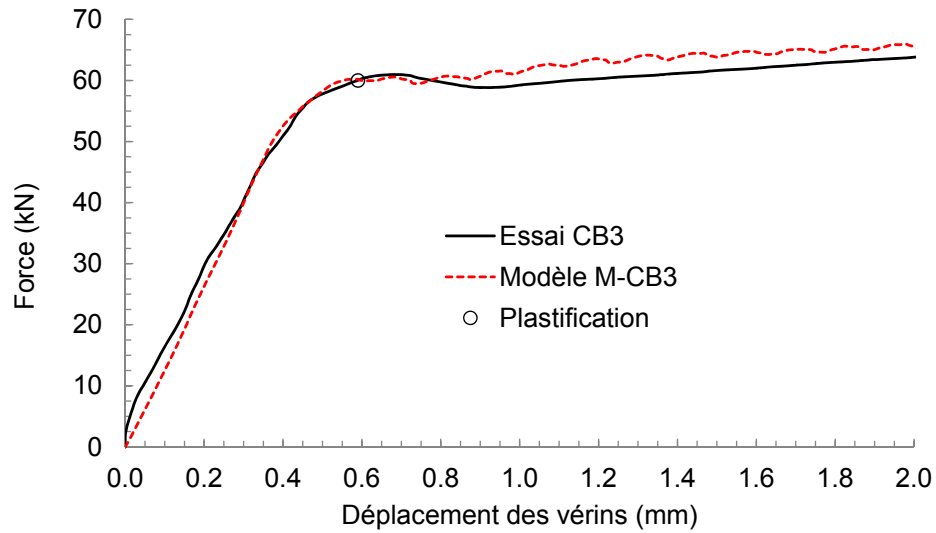
6.3.6 Essai CB3 et modèle M-CB3

L'essai équi-biaxial CB3 vise un taux effectif de déformation plastique $\dot{\epsilon}_e^p = 2 \times 10^{-1} \text{ sec}^{-1}$. La figure 6.30a compare l'évolution de la force prédite par le modèle M-CB3 à celle observée expérimentalement dans la direction de laminage. La comparaison de force dans l'éprouvette pour la direction transversale est illustrée à la figure 6.30b. Il est à rappeler

qu'une limite élastique a été fixée à une valeur de 423 MPa dans le modèle M-CB3 afin de tenir compte de l'effet du taux de déformation observé lors de l'essai CB3.



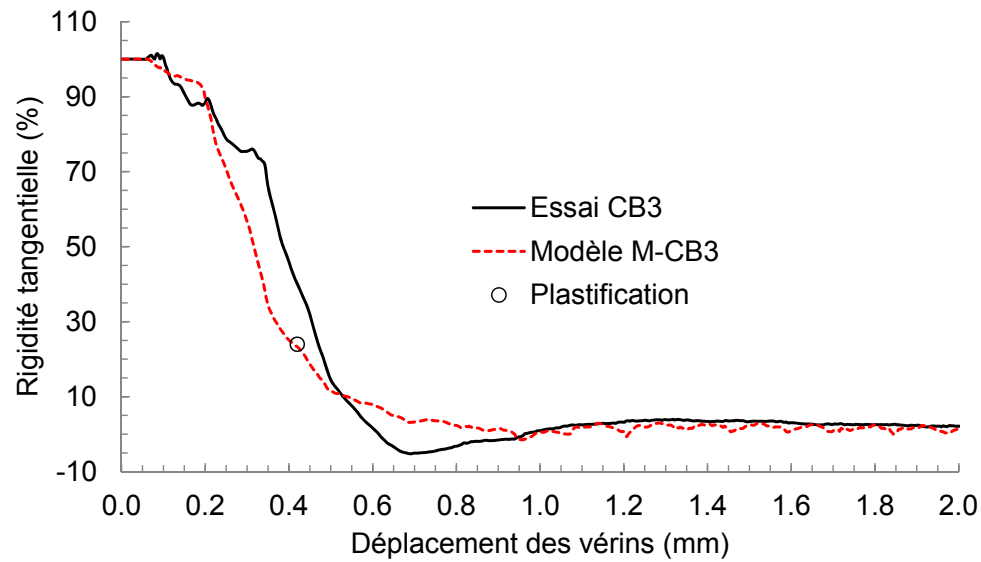
(a)



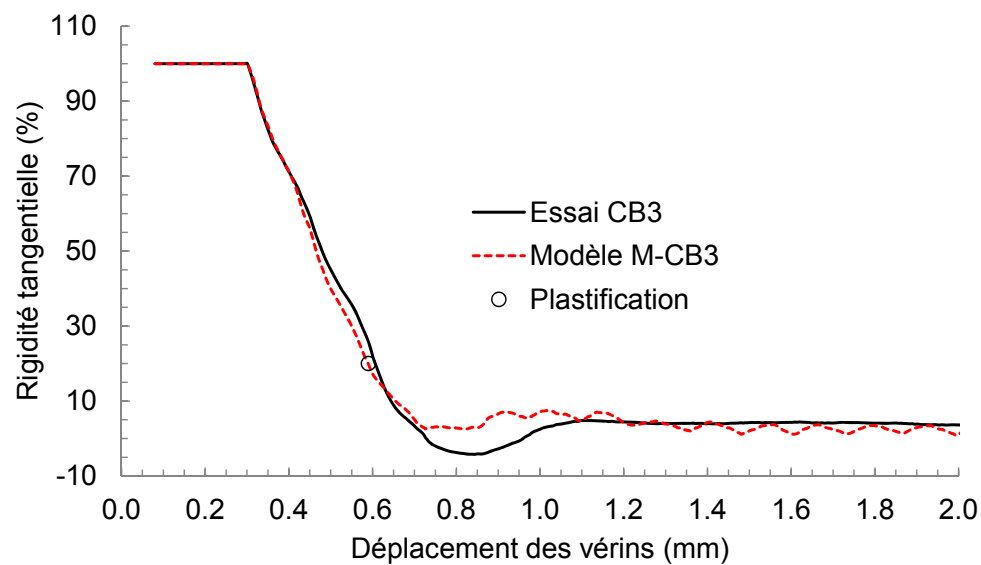
(b)

Figure 6.30 Courbes de force obtenues lors de l'essai CB3 et par le modèle M-CB3 : (a) direction de laminage; (b) direction transversale

À partir des résultats présentés dans les figures 6.30a et 6.30b, l'évolution des rigidités de l'éprouvette au cours du chargement est évaluée et présentée aux figures 6.31a et 6.31b. La rigidité de l'éprouvette suivant la direction transversale est réduite à 20% de sa valeur initiale lorsqu'un déplacement théorique de 0.59 mm est imposé sur l'éprouvette dans cette direction (figure 6.31a). D'après l'historique temporel du chargement, le déplacement théorique imposé sur l'éprouvette dans la direction de laminage à cet instant est de 0.42 mm



(a)

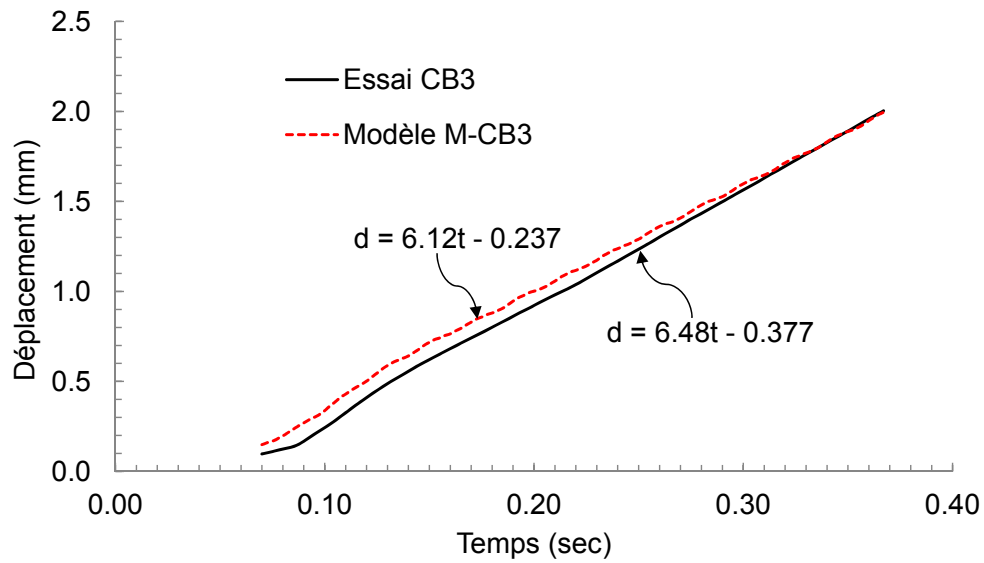


(b)

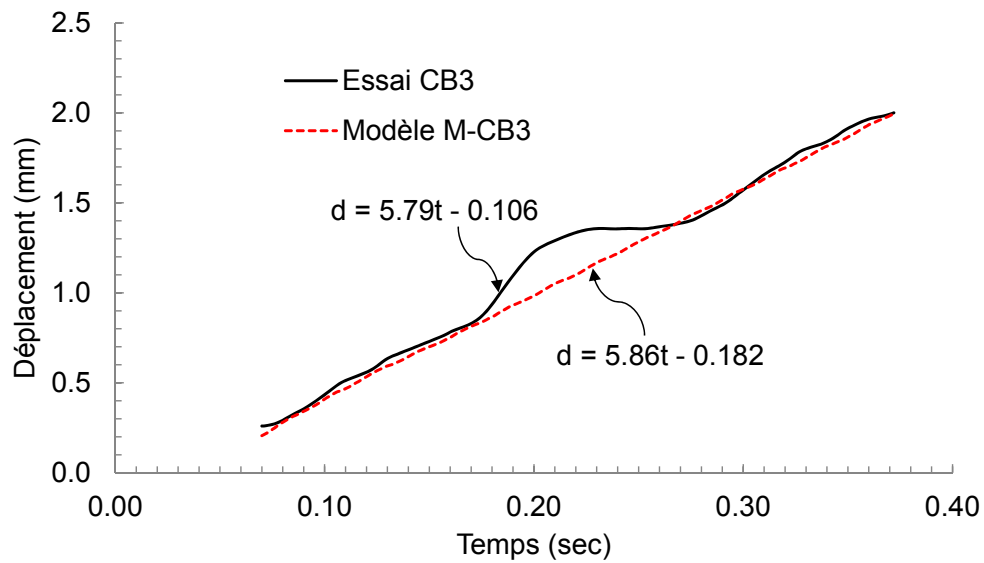
Figure 6.31 Évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette d'après l'essai CB3 et le modèle M-CB3 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

qui cause la réduction de la rigidité dans cette direction à 24% de sa valeur initiale (figure 6.31b).

La force de plastification pour la direction de laminage déterminée à un déplacement de 0.42 mm est de 57.4 kN lors de simulation par le modèle M-CB3 et de 56.7 kN lors de l'essai CB3 (figure 6.30a). La force de plastification pour la direction transversale déterminée à un déplacement de 0.59 mm est de 60.2 kN lors de simulation par le modèle M-CB3 et de



(a)



(b)

Figure 6.32 Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CB3 et le modèle M-CB3 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

60.0 kN lors de l'essai CB3 (figure 6.30b). L'erreur relative de force de plastification entre le modèle M-CB3 et l'essai CB3 est de 1.2% pour la direction de laminage et de 0.3% pour la direction transversale.

D'après la figure 6.32a, le déplacement plastique de la partie centrale suivant la direction de laminage survient à une vitesse de 6.12 mm/sec lors de simulation par le modèle M-CB3 et à une vitesse de 6.48 mm/sec lors l'essai CB3, ce qui donne une erreur relative entre le modèle et l'essai de -5.6%. D'après la figure 6.32b, le déplacement plastique de la partie centrale suivant la direction transversale survient à une vitesse de 5.86 mm/sec lors de simulation par le modèle M-CB3 et à une vitesse de 5.79 mm/sec lors l'essai CB3, ce qui donne une erreur relative entre le modèle et l'essai de 1.2%.

6.3.7 Essai CB4 et modèle M-CB4

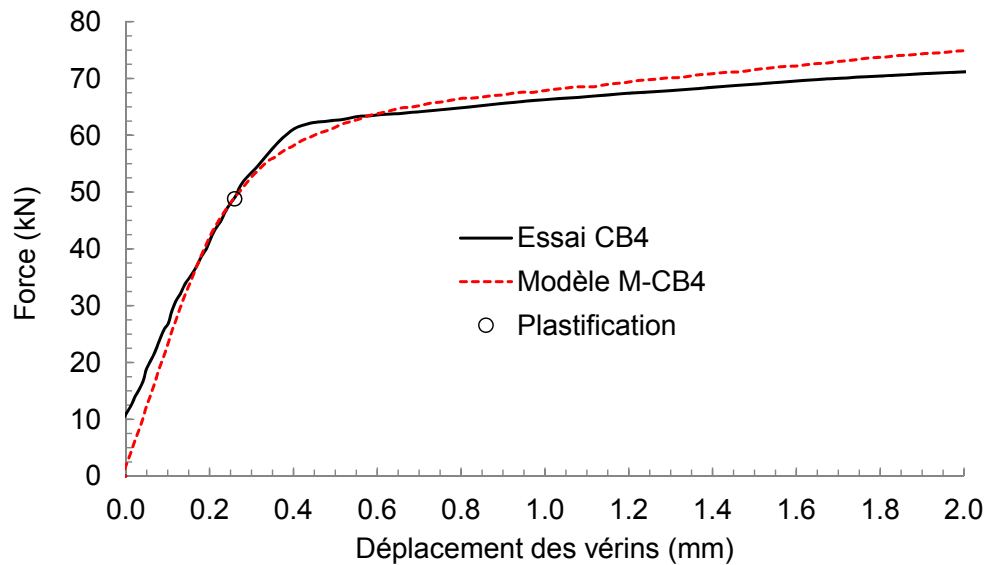
L'essai équibiaxial CB4 vise un taux effectif de déformation plastique $\dot{\epsilon}_e^p = 2 \text{ sec}^{-1}$. Les figures 6.33a et 6.33b présentent l'évolution des forces dans l'éprouvette du début de sollicitation jusqu'à une sollicitation de 2 mm pour chacune des deux directions de chargement. La limite élastique de l'acier utilisée dans le modèle M-CB4 doit être augmentée à $F_y = 470 \text{ MPa}$ afin de pouvoir tenir compte de l'effet du taux de déformation observé lors de l'essai CB4.

À partir des résultats présentés dans les figures 6.33a et 6.33b, l'évolution des rigidités de l'éprouvette au cours du chargement est évaluée et présentée aux figures 6.34a et 6.34b. La rigidité de l'éprouvette suivant la direction transversale est réduite à 20% de sa valeur initiale lorsqu'un déplacement théorique de 0.72 mm est imposé sur l'éprouvette dans cette direction (figure 6.34a). À cet instant, le déplacement théorique imposé sur l'éprouvette dans la direction de laminage est de 0.26 mm qui cause la réduction de la rigidité dans cette direction à 50% de sa valeur initiale (figure 6.34b).

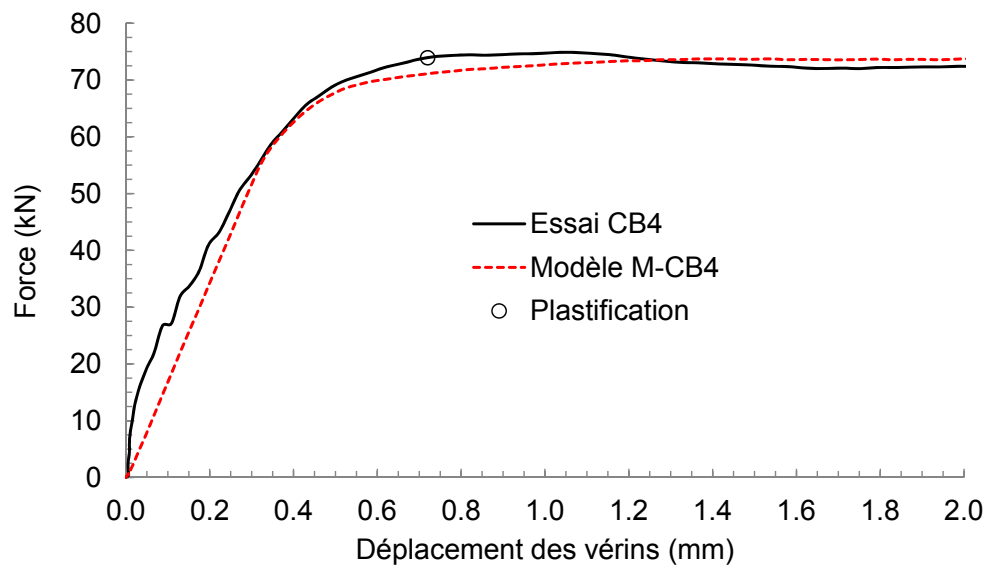
La force de plastification pour la direction de laminage déterminée à un déplacement de 0.26 mm est de 48.8 kN lors de simulation par le modèle M-CB4 et lors de l'essai CB4 (figure 6.33a). La force de plastification pour la direction transversale déterminée à un déplacement de 0.72 mm est de 71.1 kN lors de simulation par le modèle M-CB4 et de 73.9 kN lors de l'essai CB4 (figure 6.33b). L'erreur relative de force de plastification entre le modèle M-CB4 et l'essai CB4 est de 0.0% pour la direction de laminage et de -3.8% pour la direction transversale.

D'après la figure 6.35a, le déplacement plastique de la partie centrale suivant la direction de laminage se réalise à une vitesse de 72.3 mm/sec lors de simulation par le modèle M-

CB4 et à une vitesse de 76.7 mm/sec lors l'essai CB4, ce qui donne une erreur relative entre le modèle et l'essai de -5.7% . D'après la figure 6.35b, le déplacement plastique de la partie centrale suivant la direction transversale est effectué à une vitesse de 125 mm/sec lors de simulation par le modèle M-CB4 et à une vitesse de 103 mm/sec lors l'essai CB4, ce qui donne une erreur relative entre le modèle et l'essai de 21% . Cette erreur est causée en grande partie par la qualité du signal du potentiomètre installé sur la direction transversale.

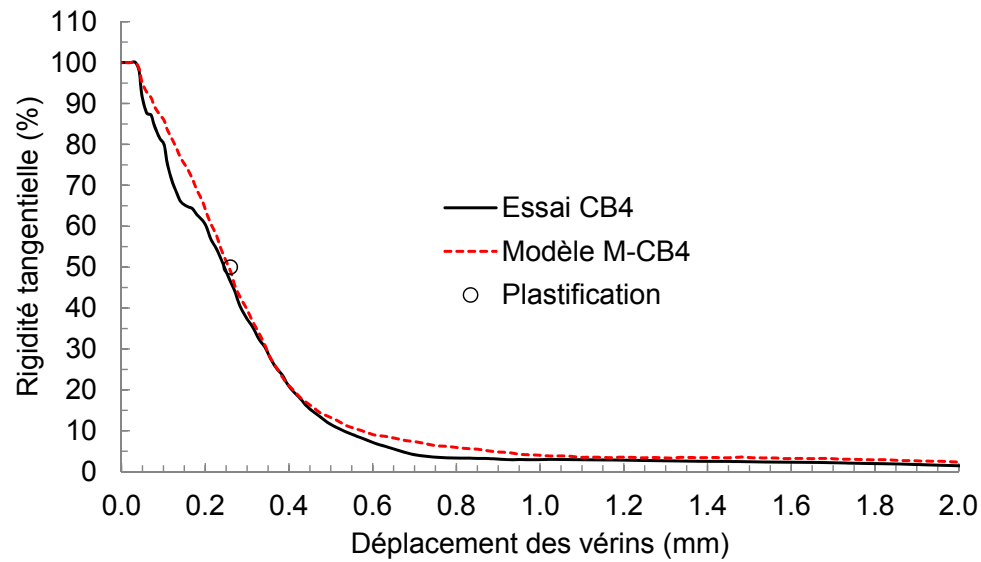


(a)

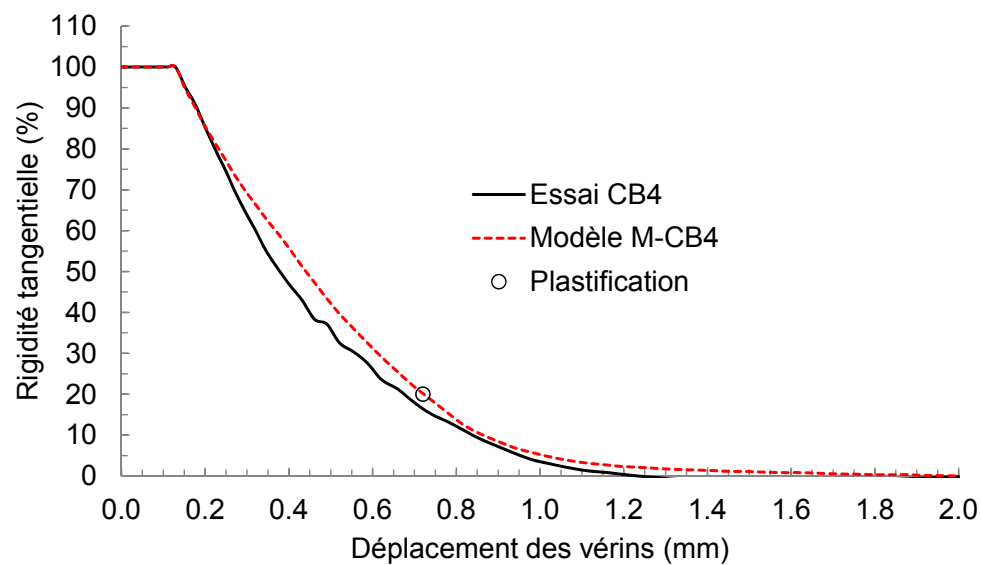


(b)

Figure 6.33 Courbes de force obtenues lors de l'essai CB4 et par le modèle M-CB4 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

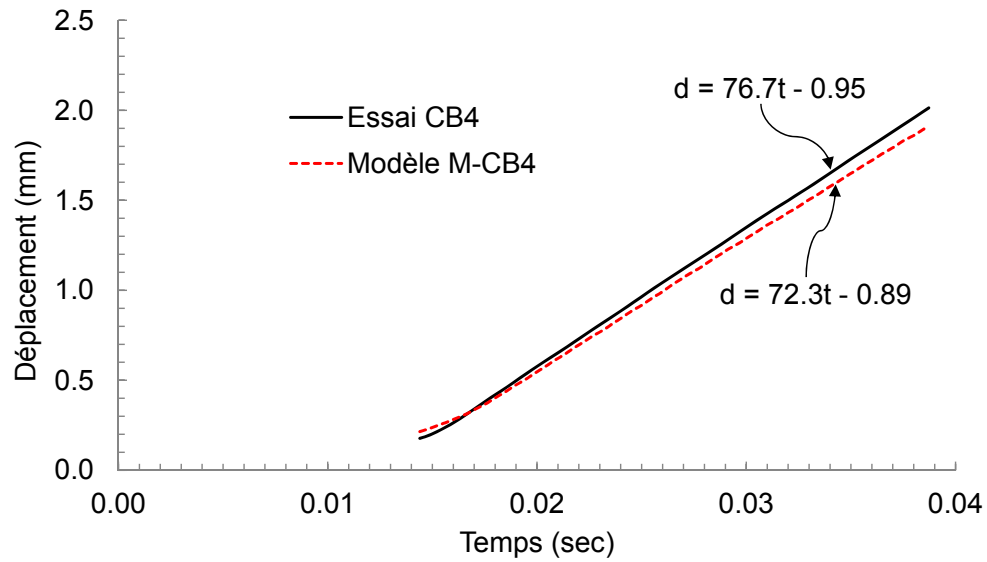


(a)

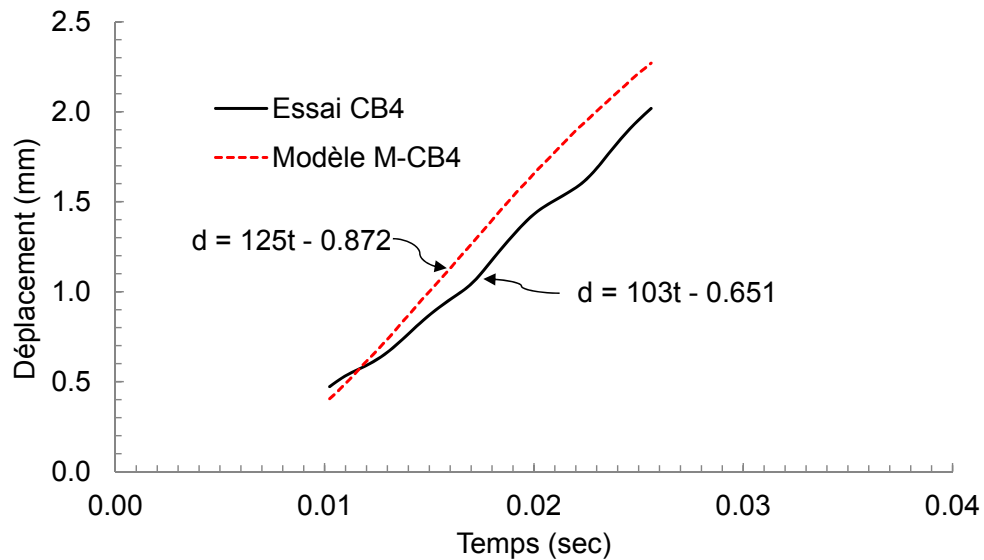


(b)

Figure 6.34 Évolutions de la rigidité tangentielle de l'éprouvette d'après l'essai CB4 et le modèle M-CB4 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale



(a)



(b)

Figure 6.35 Courbes de déplacement plastique de la partie centrale pour l'essai CB4 et le modèle M-CB4 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

6.4 Résumé des résultats

Cette section résume l'ensemble des résultats présentés dans les sections 6.2 et 6.3 afin de mettre en évidence l'effet du taux de déformation sur la limite de plastification de l'acier et d'illustrer un portrait comparatif entre les résultats expérimentaux et les résultats des simulations pour les sollicitations à divers taux de déformation. Les résultats de simulation

susmentionnés sous-entendent les résultats des modèles numériques présentés dans les sections 6.2 et 6.3. Par exemple, le modèle numérique M-CU1 est utilisé pour simuler l'essai CU1.

Tableau 6.1 Forces de plastification évaluées lors des sollicitations uniaxiales et équi-biaxiales à différents taux de déformation

No. d'essai	$\dot{\varepsilon}_e^p$ visé (sec^{-1})	F_y^{iii} (MPa)	Force de plastification (kN)			
			direction de laminage		direction transversale	
			expérimentale	simulation	expérimentale	simulation
CU1	1×10^{-4}	400	51.9	51.3	-	-
CU2	1×10^{-4}	400	-	-	51.6	51.3
CU3	2×10^{-2}	416	53.6	53.2	-	-
CU4	1×10^{-1}	410	54.5	52.9	-	-
CU5	2×10^{-1}	425	57.5	55.1	-	-
CU6	1×10^0	464	-	-	63.7	58.9
CB1	1×10^{-4}	400	55.4	55.3	52.5	54.6
CB2	2×10^{-2}	412	56.3	57.8	55.8	57.0
CB3	2×10^{-1}	423	56.7	57.4	60.0	60.2
CB4	2×10^0	470	48.8	48.8	73.9	71.1

ⁱⁱⁱ Limite élastique effective utilisée dans les modèles numériques

Tableau 6.2 Erreur relative de la force de plastification entre les modèles numériques et les essais expérimentaux

No. d'essai	$\dot{\varepsilon}_e^p$ visé (sec^{-1})	Erreur relative ^{iv} (%)	
		Direction de laminage	Direction transversale
CU1	1×10^{-4}	-1.2	-
CU2	1×10^{-4}	-	-0.6
CU3	2×10^{-2}	-0.7	-
CU4	1×10^{-1}	-3.0	-
CU5	2×10^{-1}	-4.2	-
CU6	1×10^0	-	-7.5
CB1	1×10^{-4}	-0.2	4.1
CB2	2×10^{-2}	2.7	2.2
CB3	2×10^{-1}	1.2	0.3
CB4	2×10^0	0.0	-3.8

^{iv} Erreur relative = (valeur obtenue par simulation - valeur expérimentale)/valeur expérimentale

Il est à rappeler que les modèles numériques pour la simulation d'essais ne considèrent pas la limite élastique dynamique en fonction du taux de déformation lors des analyses, car l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier testé n'est pas connu à priori. C'est la raison pour laquelle la limite élastique dans la courbe contrainte-déformation effective est ajustée sur une base essai-erreur dans chaque modèle. Afin de valider cet

ajustement, il est nécessaire de comparer la force de plastification obtenue par le modèle numérique à la force de plastification expérimental.

Le tableau 6.1 regroupe les forces de plastification obtenues pour les dix sollicitations uniaxiales et équibiaxiales. Dans ce tableau, la force de plastification expérimentale est présentée à côté de la force prédite par le modèle de simulation. Il est à remarquer dans le tableau 6.1 que la force de plastification expérimentale augmente au fur et à mesure que le taux de déformation visé augmente. Ce phénomène est aussi observé dans les forces de plastification obtenues par les modèles numériques dans lesquels la limite élastique a été ajustée. La limite élastique dans le modèle numérique qui simule un essai dynamique a été augmentée par rapport à celle utilisé dans le modèle numérique qui simule l'essai quasi-statique. La valeur de la limite élastique ajustée dans chaque modèle numérique de simulation est également fournie dans le tableau 6.1.

Il existe des écarts entre les forces mesurées expérimentalement et les forces obtenues numériquement pour chaque sollicitation. Le tableau 6.2 compile les erreurs relatives de force de plastification entre le modèle numérique et l'essai pour les forces présentées au tableau 6.1. Ces erreurs ne dépassent pas 10%. L'erreur maximale est inférieure à $\pm 5\%$, sauf dans un seul cas où cette erreur est égale à -7.5% .

Il est également essentiel de comparer les résultats de simulation avec les résultats expérimentaux au niveau de la vitesse de déplacement de la partie centrale de l'éprouvette cruciforme dans chaque direction de chargement, car cette vitesse est un indicateur du taux de déformation plastique axial que subit l'acier. En validant la vitesse dans la direction de laminage et celle dans la direction transversale obtenues par un modèle numérique de simulation, le modèle numérique a été utilisé afin d'estimer le taux effectif de déformation plastique au cours d'un essai.

Le tableau 6.3 présente les vitesses de déplacement plastique de la partie centrale de l'éprouvette pour les six sollicitations uniaxiales et les quatre sollicitations équibiaxiales à différents taux de déformation. Ces vitesses ont été obtenues à partir des essais et par les modèles de simulation correspondants. Tel qu'attendu, plus le taux de déformation visé augmente, plus la vitesse de déplacement plastique de la partie centrale de l'éprouvette augmente. Les erreurs relatives de vitesse de déplacement plastique entre le modèle de simulation et l'essai expérimental sont évaluées et présentées au tableau 6.4. À l'exception du spécimen CB4, les modèles numériques estiment le taux de déformation plastique axial avec une erreur d'au plus de -9.5% . L'erreur de 21% est attribuée au modèle M-CB4 qui

doit estimer le plus haut taux de déformation de 2 sec^{-1} . Il est à noter que cette erreur est causée en grande partie par la qualité du signal du potentiomètre.

Tableau 6.3 Vitesses de déplacement plastique de la partie centrale évaluées pour des sollicitations uniaxiales et équi-biaxiales à différents taux de déformation

No. d'essai	$\dot{\varepsilon}_e^p$ visé (sec^{-1})	Vitesse de déplacement plastique (mm/sec)			
		direction de laminage		direction transversale	
		expérimentale	simulation	expérimentale	simulation
CU1	1×10^{-4}	0.00597	0.00559	-	-
CU2	1×10^{-4}	-	-	0.00587	0.00559
CU3	2×10^{-2}	1.16	1.18	-	-
CU4	1×10^{-1}	6.66	6.04	-	-
CU5	2×10^{-1}	14.2	13.0	-	-
CU6	1×10^0	-	-	144	133
CB1	1×10^{-4}	0.00305	0.00276	0.00291	0.00277
CB2	2×10^{-2}	0.580	0.587	0.642	0.590
CB3	2×10^{-1}	6.48	6.12	5.79	5.86
CB4	2×10^0	76.7	72.3	103	125

Tableau 6.4 Erreur relative de vitesse de déplacement plastique entre le modèle de simulation et l'essai expérimental

No. d'essai	$\dot{\varepsilon}_e^p$ visé (sec^{-1})	Erreur relative (%)	
		Direction de laminage	Direction transversale
CU1	1×10^{-4}	-6.4	-
CU2	1×10^{-4}	-	-4.8
CU3	2×10^{-2}	1.7	-
CU4	1×10^{-1}	-9.3	-
CU5	2×10^{-1}	-8.5	-
CU6	1×10^0	-	-7.6
CB1	1×10^{-4}	-9.5	-4.8
CB2	2×10^{-2}	1.2	-8.1
CB3	2×10^{-1}	-5.6	1.2
CB4	2×10^0	-5.7	21

Le tableau 6.5 regroupe les forces de plastification à un taux de déformation quasi-statique pour les deux directions lors des sollicitations biaxiales. Chaque sollicitation biaxiale est réalisée selon un rapport de déformation distinct. La force de plastification expérimentale ainsi que celle prédite par le modèle de simulation sont présentées l'une à côté de l'autre.

Il est intéressant de comparer les forces de plastification expérimentales obtenues par l'essai CB5 à celles de l'essai CB7 car les rapports de déformation dans les deux essais

sont inversés. Dans la direction où l'éprouvette est plus déformée, la force de plastification lors de l'essai CB5 (direction de laminage) est de 59.1 kN qui est comparable à une force de 56.2 kN observée lors de l'essai CB7 (direction transversale). Dans la direction où l'éprouvette est moins déformée, la force de plastification lors de l'essai CB5 (direction transversale) est de 35.6 kN qui est aussi semblable à une force de 32.6 kN observée lors de l'essai CB7 (direction de laminage). Les mêmes observations sont constatées pour les essais CB6 et CB8 dont les rapports de déformation sont aussi inversés, Dans la direction où l'éprouvette est plus déformée, la force de plastification lors de l'essai CB6 (direction de laminage) est de 54.5 kN alors que la force observée lors de l'essai CB8 (direction transversale) est de 60.0 kN. Dans la direction où l'éprouvette est moins déformée, la force de plastification lors de l'essai CB6 (direction transversale) est de 48.2 kN qui est semblable à une force de 50.2 kN observée lors de l'essai CB8 (direction de laminage).

Tableau 6.5 Forces de plastification évaluées lors des sollicitations biaxiales à un taux de déformation quasi-statique de 10^{-4} sec^{-1}

No. d'essai	Rapport ($\bar{\varepsilon}_X : \bar{\varepsilon}_Y$)	Force de plastification (kN)			
		direction de laminage (X)		direction transversale (Y)	
		expérimentale	simulation	expérimentale	simulation
CB5	(3 : 1)	59.1	59.0	35.6	33.5
CB6	(3 : 2)	54.5	57.5	48.2	46.9
CB7	(1 : 3)	32.6	32.2	56.2	58.9
CB8	(2 : 3)	50.2	48.0	60.0	57.4

Tableau 6.6 Erreur relative de force de plastification entre le modèle de simulation et l'essai expérimental pour les spécimens au tableau 6.5

No. d'essai	Erreur relative (%)	
	Direction de laminage	Direction transversale
CB5	-0.2	-5.9
CB6	5.5	-2.7
CB7	-1.8	4.8
CB8	-4.4	-4.3

Les erreurs relatives de force de plastification entre les modèles numériques et les essais présentées au tableau 6.5 sont évaluées et exposées au tableau 6.6. Avec des erreurs au plus de $\pm 6\%$, il est confirmé que la limite élastique quasi-statique de l'acier est de 400 MPa et que le critère de Von Mises utilisé dans les modèles numériques est approprié pour décrire l'écoulement plastique de l'acier sollicité biaxialement.

Les sources d'erreur dans les résultats présentées précédemment sont dues à l'expérimentation et à la modélisation. Lors de l'expérimentation, il existe des sources d'erreur liées

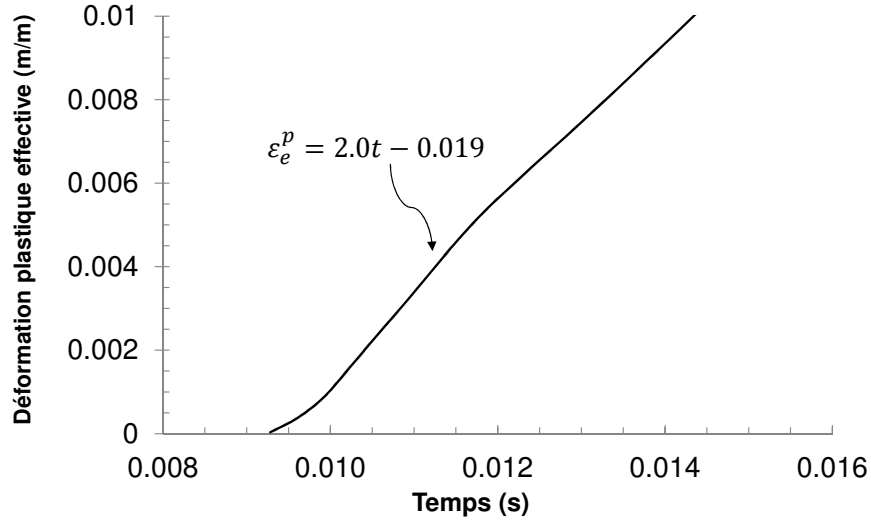
à la mesure des forces et des déplacements, liées à l'alignement des éprouvettes, liées à la précision des capteurs électriques, liées à des efforts parasites qui nuisent au chargement, etc. Lors de modélisation, il existe des sources d'erreur liées à l'idéalisation de la géométrie de l'éprouvette modélisée, liées à des dimensions exactes de l'éprouvette, etc. Toutefois, il n'est pas possible d'éliminer complètement les sources d'erreur de ce genre.

6.5 Détermination de la limite élastique dynamique en fonction du taux de déformation

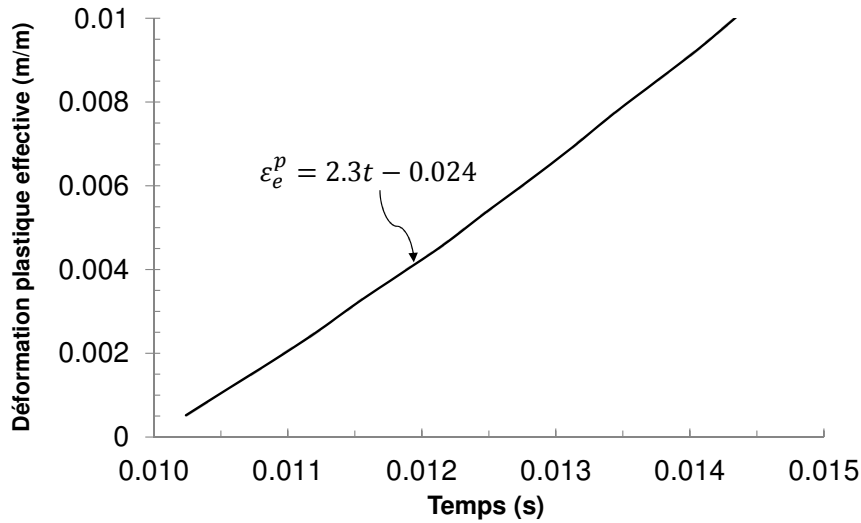
Le comportement d'une éprouvette cruciforme soumise à des taux de déformation dynamique se traduit par une variation de la force de plastification dynamique. Lorsque ce comportement est bien pris en compte par un modèle numérique utilisant des équations constitutives qui relient les contraintes aux déformations, les contraintes et les déformations calculées par ce modèle numérique sont considérées comme les contraintes et les déformations que subit réellement le matériau. Pour ce projet, cette méthode est indispensable dans l'évaluation de la limite élastique et du taux de déformation imposé lors d'un essai puisque les contraintes et les déformations ne peuvent être déterminées directement à partir des résultats expérimentaux. Les limites élastiques ayant été utilisées dans les modèles numériques sont présentées au tableau 6.1 et sont considérées comme étant les limites élastiques dynamiques observées lors des essais dynamiques.

Dans les équations constitutives décrites à la section 3.5, la variable d'état caractérisant la vitesse de chargement est le taux effectif de déformation plastique $\dot{\epsilon}_e^p$. Dans cette section, deux exemples de détermination du taux effectif de déformation plastique au centre de l'éprouvette cruciforme à l'aide des modèles numériques correspondant à des essais dynamiques sont présentés. Il est à noter que ce taux effectif est basé sur le critère de Von Mises qui est le critère d'écoulement plastique utilisé dans le cadre du projet.

La figure 6.36a présente la déformation plastique effective au centre de l'éprouvette en fonction du temps évaluée à l'aide du modèle numérique correspondant à l'essai dynamique uniaxial CU6. Cette courbe est une droite puisque le déplacement imposé sur l'éprouvette est monotone linéaire dans le temps. La pente de la droite présentée à la figure 6.36a caractérise le taux effectif de déformation plastique qui est constant au cours de la phase de déformation plastique. Il est à préciser que l'équation de cette droite est déterminée par une droite de régression sur les déformations comprises entre l'amorce de plastification et une déformation plastique de 1%. Le taux effectif de déformation plastique au centre de l'éprouvette lors de la simulation de l'essai dynamique uniaxial CU6 est de $2.0 \times 10^0 \text{ sec}^{-1}$



(a)



(b)

Figure 6.36 Déformation plastique effective au centre de l'éprouvette cruciforme en fonction du temps évaluée à l'aide du modèle numérique correspondant à : (a) l'essai CU6 ; (b) l'essai CB4

qui est supérieur au taux de déformation de 1 sec^{-1} visé préalablement. Cela est dû au fait que la vitesse de déplacement des vérins hydrauliques causant la plastification de l'éprouvette lors de l'essai dynamique peut être supérieure à celle prévue dans la commande lors des essais très rapides. D'après la figure 6.36b, le taux effectif de déformation plastique obtenus lors la simulation de l'essai dynamique équilibaxial CB4 est de $2.3 \times 10^{-0} \text{ sec}^{-1}$ tel que visé dans le protocole d'essai.

Le tableau 6.7 présente les taux effectifs de déformation plastique obtenus dans les modèles numériques correspondant aux essais dynamiques uniaxiaux et équibiaxiaux. À exception de l'essai CU6, les taux de déformation observés au centre de l'éprouvette dans les modèles numériques correspondant aux essais dynamiques avoisinent aux taux de déformation visés à l'étape de l'élaboration du protocole d'essai.

Tableau 6.7 Taux effectifs de déformation plastique au centre de l'éprouvette obtenus dans les modèles numériques correspondant aux essais dynamiques

No. d'essai	Sollicitation	$\dot{\varepsilon}_e^p$ visé (sec^{-1})	$\dot{\varepsilon}_e^p$ centre (sec^{-1})
CU3	uniaxiale	2×10^{-2}	2.2×10^{-2}
CU4	uniaxiale	1×10^{-1}	1.4×10^{-1}
CU5	uniaxiale	2×10^{-1}	2.8×10^{-1}
CU6	uniaxiale	1×10^0	2.0×10^0
CB2	équibiaxiale	2×10^{-2}	1.8×10^{-2}
CB3	équibiaxiale	2×10^{-1}	2.0×10^{-1}
CB4	équibiaxiale	2×10^0	2.4×10^0

À l'aide des vitesses de déplacement plastique de la partie centrale présentés dans le tableau 6.3, il est possible de connaître les taux effectifs moyens de déformation plastique $\dot{\varepsilon}_e^p$ dans la partie centrale de l'éprouvette cruciforme lors des sollicitations dynamiques. Cela permet de comparer qualitativement les taux effectifs de déformation plastique évaluée au centre aux taux effectifs moyens à travers la partie centrale de l'éprouvette. Le taux moyen de déformation plastique suivant une direction est obtenu en divisant la vitesse de déplacement plastique dans cette direction par la longueur de plastification de la partie centrale qui est de 57 mm (dimension sur la figure 4.1).

Pour les sollicitations uniaxiales, le taux effectif moyen de déformation plastique est le taux moyen de déformation plastique suivant la direction sollicitée (d'après l'équation 3.28). Par exemple, la vitesse de déplacement plastique suivant la direction de laminage est de 1.16 mm/s lors de l'essai uniaxial CU3 et de 1.18 mm/s lors de simulation par le modèle M-CU3 (tableau 6.3). Le taux effectif moyen de déplacement plastique lors de l'essai uniaxial CU3 est de $(\dot{\varepsilon}_e^p \text{ expérimental}) = (1.16 \text{ mm/s}) / (57 \text{ mm}) = 2.0 \times 10^{-2} \text{ sec}^{-1}$. Le taux effectif moyen obtenu par le modèle numérique M-CU3 est de $(\dot{\varepsilon}_e^p \text{ numérique}) = (1.18 \text{ mm/s}) / (57 \text{ mm}) = 2.1 \times 10^{-2} \text{ sec}^{-1}$.

Pour les sollicitations équibiaxiales, le taux effectif moyen de déformation plastique est obtenu en combinant le taux moyen de déformation plastique suivant la direction de laminage et celui suivant la direction transversale tel qu'indique l'équation 3.30. Par exemple, lors de l'essai équibiaxial CB2, la vitesse de déplacement plastique est de 0.580 mm/s suivant la

direction de laminage et de 0.642 mm/s suivant la direction transversale (tableau 6.3). Le taux moyen de déformation plastique suivant la direction de laminage ($\dot{\varepsilon}_{11}^p$ expérimental) = (0.580 mm/s)/(57 mm) = $1.0 \times 10^{-2} \text{ sec}^{-1}$. Le taux moyen de déformation plastique suivant la direction transversale ($\dot{\varepsilon}_{22}^p$ expérimental) = (0.642 mm/s)/(57 mm) = $1.1 \times 10^{-2} \text{ sec}^{-1}$. Le taux effectif moyen de déplacement plastique lors de l'essai équibiaxial CB2 est donc de :

$$\begin{aligned} (\dot{\varepsilon}_e^p \text{ expérimental}) &= \sqrt{\frac{2}{3} \left[(1.0 \times 10^{-2})^2 + (1.1 \times 10^{-2})^2 + (1.0 \times 10^{-2} + 1.1 \times 10^{-2})^2 \right]} \\ &= 2.1 \times 10^{-2} \text{ sec}^{-1} \end{aligned}$$

En effectuant les calculs de la même manière sur les résultats obtenus par le modèle M-CB2, le taux effectif moyen de déplacement plastique obtenu par le modèle numérique CB2 est ($\dot{\varepsilon}_e^p$ numérique) = $2.1 \times 10^{-2} \text{ sec}^{-1}$.

Tableau 6.8 Taux effectifs de déformation plastique au centre de l'éprouvette ($\dot{\varepsilon}_e^p$ centre) et taux effectifs moyens de déformation plastique ($\dot{\varepsilon}_e^p$) pour les sollicitations dynamiques

No. d'essai	Sollicitation	$\dot{\varepsilon}_e^p$ visé (sec^{-1})	$\dot{\varepsilon}_e^p$ centre (sec^{-1})	$\dot{\varepsilon}_e^p$ (sec^{-1})	
				expérimental	numérique
CU3	uniaxiale	2×10^{-2}	2.2×10^{-2}	2.0×10^{-2}	2.1×10^{-2}
CU4	uniaxiale	1×10^{-1}	1.4×10^{-1}	1.2×10^{-1}	1.1×10^{-1}
CU5	uniaxiale	2×10^{-1}	2.8×10^{-1}	2.5×10^{-1}	2.3×10^{-1}
CU6	uniaxiale	1×10^0	2.0×10^0	2.5×10^0	2.3×10^0
CB2	équibiaxiale	2×10^{-2}	1.8×10^{-2}	2.1×10^{-2}	2.1×10^{-2}
CB3	équibiaxiale	2×10^{-1}	2.0×10^{-1}	2.2×10^{-1}	2.1×10^{-1}
CB4	équibiaxiale	2×10^0	2.4×10^0	3.1×10^0	3.6×10^0

Les deux dernières colonnes du tableau 6.8 présentent les taux effectifs moyens de déformation plastique $\dot{\varepsilon}_e^p$ pour toutes les sollicitations dynamiques. Les taux effectifs moyens calculés à partir des résultats expérimentaux sont très semblables aux taux effectifs moyens calculés à partir des résultats des modèles numériques correspondants. De plus, les taux effectifs de déformation plastique évalués au centre de l'éprouvette sont dans la même ordre de grandeur que les taux effectifs moyens sauf dans le cas de l'essai équibiaxial CB4 dont la vitesse de chargement est la plus rapide. Il est à noter que des taux effectifs de déformation plastique évalués au centre de l'éprouvette dans les modèles numériques sont plus fiables que les taux effectifs moyens calculés à partir des essais notamment lors des sollicitations équibiaxiales puisque tous les tenseurs de déformations sont pris en compte en se basant sur le critère Von Mises à chaque incrément de déplacement. C'est la rai-

son pour laquelle le taux effectif de déformation plastique au centre de l'éprouvette est considéré comme étant le taux de déformation $\dot{\varepsilon}_e^p$ auquel la limite élastique dynamique F_{yd} d'une éprouvette est atteinte.

Le tableau 6.9 présente la limite élastique dynamique lors de chaque sollicitation ainsi que le taux de déformation auquel la limite élastique est observée. Le rapport F_{yd}/F_{ys} signifiant l'augmentation de la limite élastique par rapport à sa valeur au taux de déformation de transition y est également présenté. Les essais uniaxiaux CU1 et CU2 ainsi l'essai équibiaxiaux CB1 démontrent que l'acier étudié a une limite élastique quasi-statique de $F_{ys} = 400$ MPa au taux de déformation de $1 \times 10^{-4} \text{ sec}^{-1}$. En effet, le rapport F_{yd}/F_{ys} est égal à 1 lorsque la limite élastique de l'acier est évaluée au taux de déformation $\dot{\varepsilon}_0 = 1 \times 10^{-4} \text{ sec}^{-1}$ définissant la transition du régime quasi-statique vers le régime dynamique.

Tableau 6.9 Limite élastique et taux de déformation évalués à l'aide des modèles numériques correspondant aux essais dynamiques

No. d'essai	Sollicitation	$\dot{\varepsilon}_e^p (\text{sec}^{-1})$	$F_{yd} (\text{MPa})$	$F_{ys} (\text{MPa})$	F_{yd}/F_{ys}
CU3	uniaxiale	2×10^{-2}	416	400	1.040
CU4	uniaxiale	1.4×10^{-1}	410	400	1.025
CU5	uniaxiale	2.8×10^{-1}	425	400	1.063
CU6	uniaxiale	2.0×10^0	464	400	1.160
CB2	équibiaxiale	1.8×10^{-2}	412	400	1.030
CB3	équibiaxiale	2.0×10^{-1}	423	400	1.058
CB4	équibiaxiale	2.4×10^0	470	400	1.175

Tel que vu à la section 2.2, une panoplie d'équations ont été proposées par différents chercheurs dans le but de quantifier l'augmentation de la limite élastique de l'acier en fonction du taux de déformation. Sept de ces équations ont été étudiées dans la plage des taux de déformation comprise entre $10^{-4} < \dot{\varepsilon}_e^p < 2.4 \times 10^0 \text{ sec}^{-1}$. Les paramètres utilisés dans les équations originales ont été ajustés afin de mieux représenter les résultats obtenus à partir des essais dans la présente étude. Les sept équations modifiées dans lesquelles le taux de déformation de transition $\dot{\varepsilon}_0$ vaut 10^{-4} sont présentées. F_{ys} dans les équations 6.1 à 6.9 est de 400 MPa.

1. Drysdale et Zak 1985 [Drysdale et Zak, 1985] :

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + 0.0074 \ln \left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}_e^p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \quad (6.1)$$

2. Kaneko et al. 1997 [[Kaneko, 1997](#)] :

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + \frac{7}{F_{ys}} \log_{10} \left(\frac{\dot{\varepsilon}_e^p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \quad (6.2)$$

3. Pan et al. 2001 [[Pan et al., 2001](#)] :

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + A e^{B/F_{ys}} \quad (6.3)$$

où

$$A = 0.063 + 0.098 \log_{10}(\dot{\varepsilon}_e^p) + 0.009 \log_{10}^2(\dot{\varepsilon}_e^p) \quad (6.4)$$

$$B = 38 + 40 \log_{10}(\dot{\varepsilon}_e^p) - 6 \log_{10}^2(\dot{\varepsilon}_e^p) \quad (6.5)$$

4. Paul et al. 2014 [[Paul et al., 2014](#)] :

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + 0.004 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_e^p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) + 0.0008 \sqrt{\frac{\dot{\varepsilon}_e^p}{\dot{\varepsilon}_0}} \quad (6.6)$$

5. Rao et al. 1966 [[Rao et al., 1966](#)] :

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + 0.12 (\dot{\varepsilon}_e^p)^{0.37} \quad (6.7)$$

6. Wakabayashi et al. 1984 [[Wakabayashi et al., 1984](#)] :

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + 1.68 \times 10^{-2} \log_{10} \left| \frac{\dot{\varepsilon}_e^p}{\dot{\varepsilon}_0} \right| \quad (6.8)$$

7. Wright et Hall 1964 [[Wright et Hall, 1964](#)] :

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + 0.1 e^{[0.42 (\log_{10}(\dot{\varepsilon}_e^p) - 0.5)]} \quad (6.9)$$

La figure [6.37](#) présente les sept courbes décrivant l'augmentation de la limite élastique en fonction du taux effectif de déformation plastique. Elles sont accompagnées des résultats obtenus par les modèles numériques correspondant aux essais uniaxiaux et équibiaxiaux. Parmi les sept courbes, les courbes correspondant aux équations [6.3](#) (Pan et al. 2001), [6.6](#) (Paul et al. 2014) et [6.7](#) (Rao et al. 1966) permettent de prédire le mieux la limite élastique

dynamique F_{yd} en fonction du taux de déformation $\dot{\varepsilon}_e^p$. Les équations 6.1 (Drysdale et Zak 1985), 6.2 (Kaneko et al. 1997), 6.8 (Wakabayashi et al. 1984) et 6.9 (Wright et Hall 1964) sous-estime la limite élastique dynamique à des taux de déformation supérieurs à $2 \times 10^{-1} \text{ sec}^{-1}$.

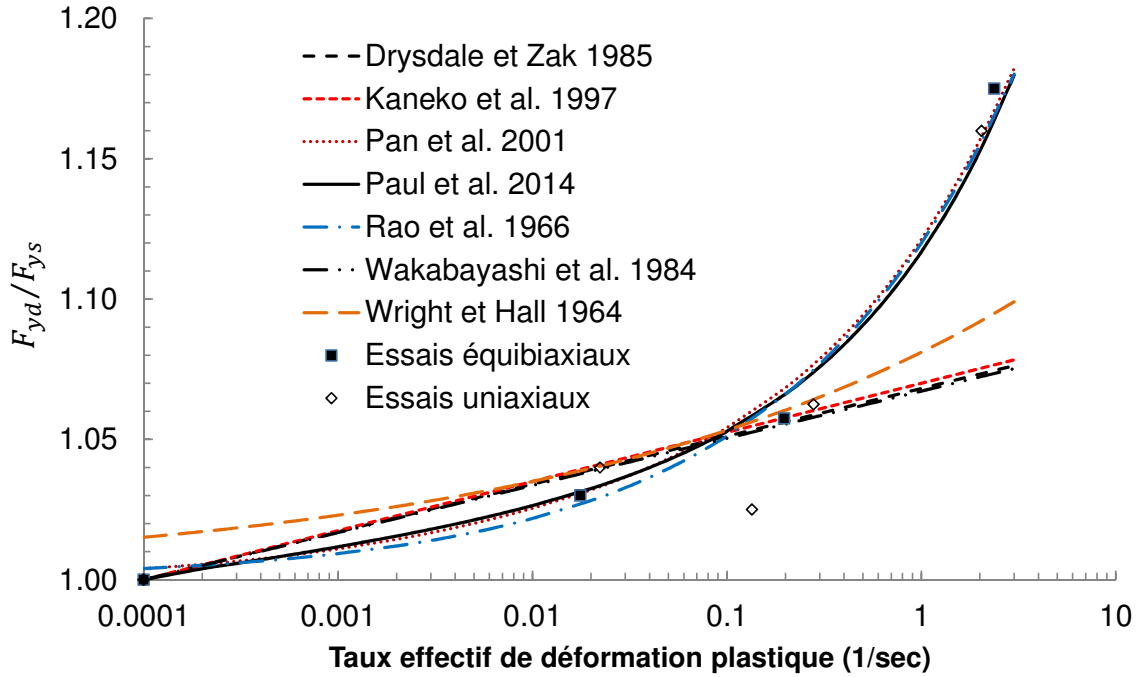


Figure 6.37 Augmentation de la limite élastique de l'acier en fonction du taux effectif de déformation plastique selon sept équations de prédiction dans lesquelles les paramètres originaux ont été ajustés

La figure 6.38 présente plus clairement les équations 6.3 (Pan et al. 2001), 6.6 (Paul et al. 2014) et 6.7 (Rao et al. 1966). Les résultats des essais uniaxiaux effectués par Lamarche et Tremblay [Lamarche et Tremblay, 2011] sur l'acier ASTM A992 dont la limite élastique nominale est de 345 MPa sont également présentés sur la figure 6.38. Il y a une bonne concordance avec les résultats de la présente étude et les équations de prédiction, où l'augmentation de la limite élastique est de l'ordre de 18% au taux de déformation le plus élevé (2.4 sec^{-1}). Les équations 6.3, 6.6 et 6.7 sont les plus aptes à représenter l'augmentation de la limite élastique de l'acier pour la plage des taux de déformation étudiés. En particulier, l'équation 6.1 de Drysdale et Zak utilisée dans le logiciel ADINA sous-estime grandement l'augmentation de la limite élastique pour les taux élevés de déformation. À un taux de déformation de 2.4 sec^{-1} , l'équation 6.1 estime une augmentation de limite élastique de 7.5% seulement.

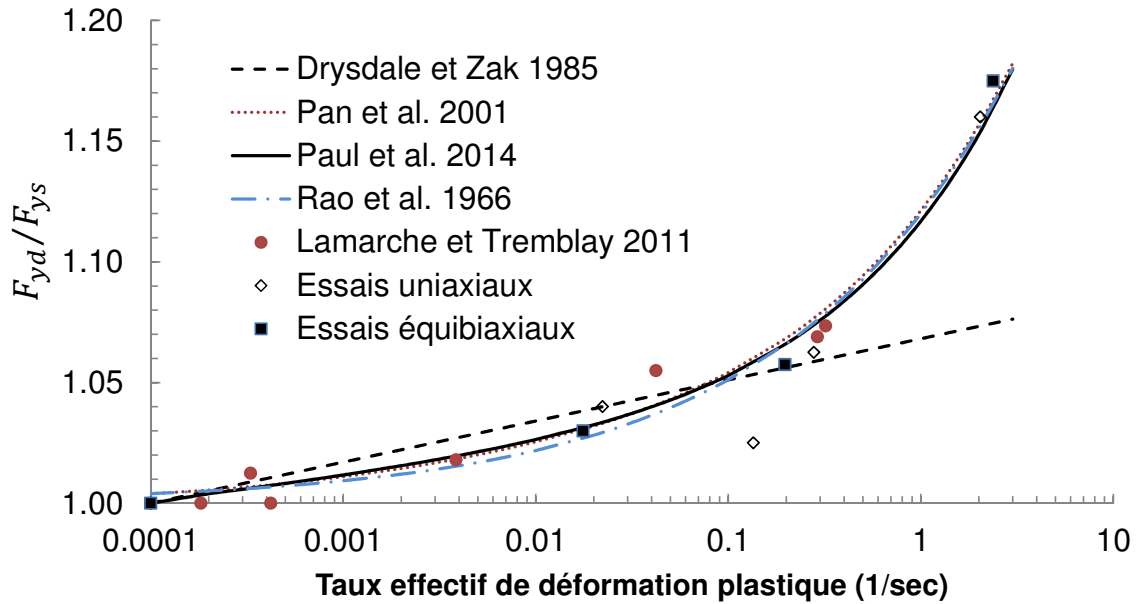


Figure 6.38 Effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier

6.6 Résultats des modèles numériques prenant en compte l'effet du taux de déformation

Cette section présente les résultats de simulation de chaque essai dynamique par le biais d'un modèle numérique dans lequel la dépendance au taux de déformation est intégrée. Ce modèle numérique est nommé selon la nomenclature M-AA#-D. "M" est l'abréviation pour "modèle numérique". Le mot "D" signifie que le modèle numérique considère automatiquement la limite élastique dynamique en fonction de la vitesse de chargement. "AA#" représente un numéro d'essai parmi les numéros d'essai dynamique tels CU3, CU4, CU5, CU6, CB2, CB3 et CB4. La nomenclature "AA#" est utilisée ultérieurement dans cette section afin d'alléger le texte.

Un modèle M-AA#-D est identique au modèle M-AA# présenté à la section 6.3 sauf que la limite élastique dans le modèle M-AA#-D est déterminée automatiquement par le logiciel ADINA. Ce logiciel n'adopte que la loi de Drysdale et Zak afin de déterminer la limite élastique dynamique en fonction du taux de déformation. C'est pourquoi l'équation 6.1 est utilisée dans chaque modèle M-AA#-D. Il est à rappeler l'équation 6.1 dans laquelle $F_{ys} = 400$ MPa et $\dot{\epsilon}_0 = 10^{-4}$ sec⁻¹ prend la forme suivante :

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + 0.0074 \ln \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}_p}{\dot{\epsilon}_0} \right)$$

La définition des paramètres de l'équation 6.1 dans l'interface du logiciel ADINA est présentée à la figure 6.39.

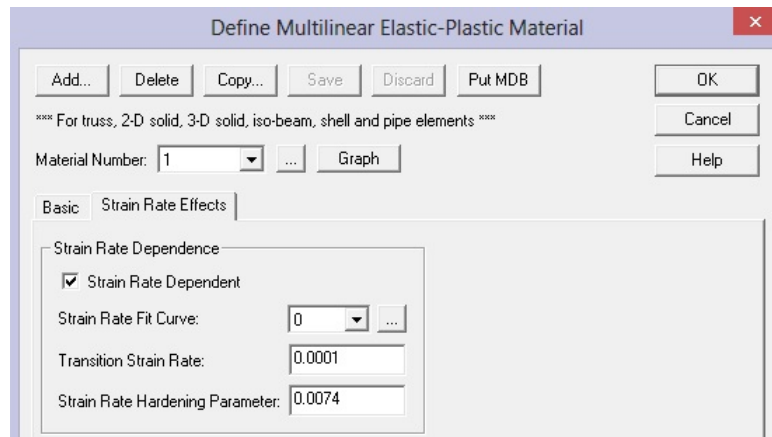


Figure 6.39 Paramètres de la dépendance au taux de déformation dans le logiciel ADINA pour les modèles selon la nomenclature M-AA#-D

Un autre modèle numérique nommé selon la nomenclature M-AA#-S est construit à partir du modèle M-AA#-D en décochant seulement la case "Strain Rate Dependent" sur l'interface présentée à la figure 6.39. Le mot "S" dans la nomenclature "M-AA#-S" signifie que le modèle numérique considère que l'acier a une limite élastique de $F_y = 400$ MPa peu importe la vitesse de chargement. Le modèle M-AA#-S a pour but de mettre en évidence l'effet du taux de déformation sur la limite élastique pris en compte par le modèle M-AA#-D. Il est attendu que le modèle M-AA#-S sous-estime la capacité en force de l'éprouvette soumise au chargement dynamique en raison de l'utilisation de la limite élastique quasi-statique.

6.6.1 Modèles M-CU3-D et M-CU3-S

La figure 6.40 compare les courbes force-déplacement obtenues lors de l'essai CU3 et par les modèles numériques M-CU3-D et M-CU3-S. Le modèle M-CU3-D prenant en compte l'effet du taux de déformation sur la limite élastique simule très bien le comportement expérimental. Tel qu'attendu, le modèle M-CU3-S sous-estime la capacité en force de l'éprouvette observée lors de l'essai dynamique CU3.

6.6.2 Modèles M-CU4-D et M-CU4-S

La figure 6.41 compare les courbes force-déplacement obtenues lors de l'essai CU4 et par les modèles numériques M-CU4-D et M-CU4-S. Le modèle M-CU3-D. Le modèle M-CU4-

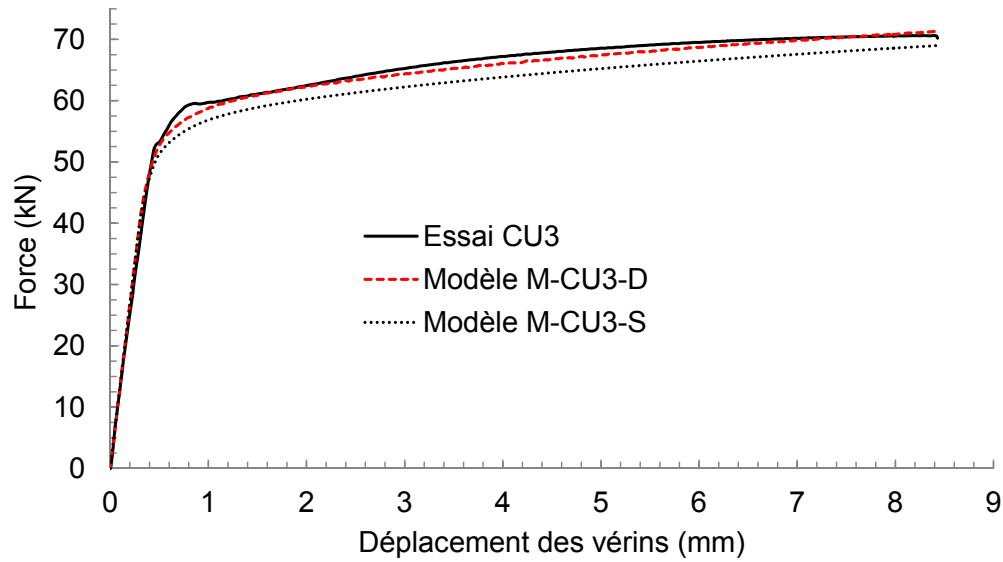


Figure 6.40 Courbes de force-déplacement obtenues lors de l'essai CU3 et par les modèles M-CU3-D et M-CU3-S

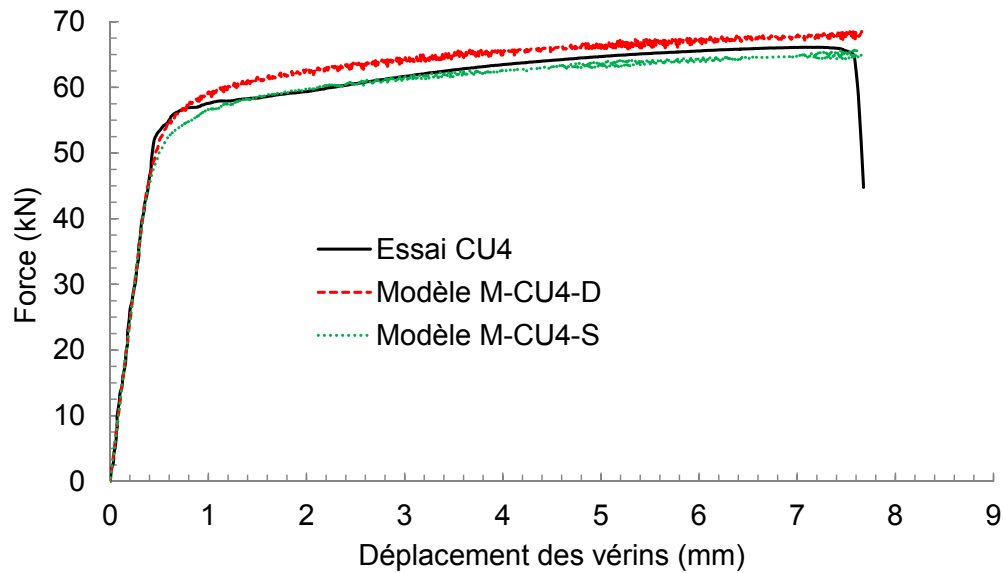


Figure 6.41 Courbes de force-déplacement obtenues lors de l'essai CU4 et par les modèles M-CU4-D et M-CU4-S

D prenant en compte l'effet du taux de déformation sur la limite élastique sur-estime un peu le comportement expérimental. Cela s'explique par le fait que l'équation 6.1 utilisée dans le modèle M-CU4-D prévoit une augmentation de limite élastique $F_{yd}/F_{ys} = 5.4\%$, (évaluée à $\dot{\varepsilon}_e^p = 0.14 \text{ sec}^{-1}$), qui est supérieure à l'augmentation de 2.5% observée lors de l'essai CU4 (tableau 6.9). Le modèle M-CU4-S utilisant une limite élastique quasi-statique sous-estime légèrement la capacité en force de l'éprouvette lors de l'essai dynamique CU4.

6.6.3 Modèles M-CU5-D et M-CU5-S

La figure 6.42 compare les courbes force-déplacement obtenues lors de l'essai CU5 et par les modèles numériques M-CU5-D et M-CU5-S. Le modèle M-CU5-D prenant en compte l'effet du taux de déformation sur la limite élastique simule très bien le comportement expérimental. Tel qu'attendu, le modèle M-CU5-S sous-estime la capacité en force de l'éprouvette observée lors de l'essai dynamique CU5.

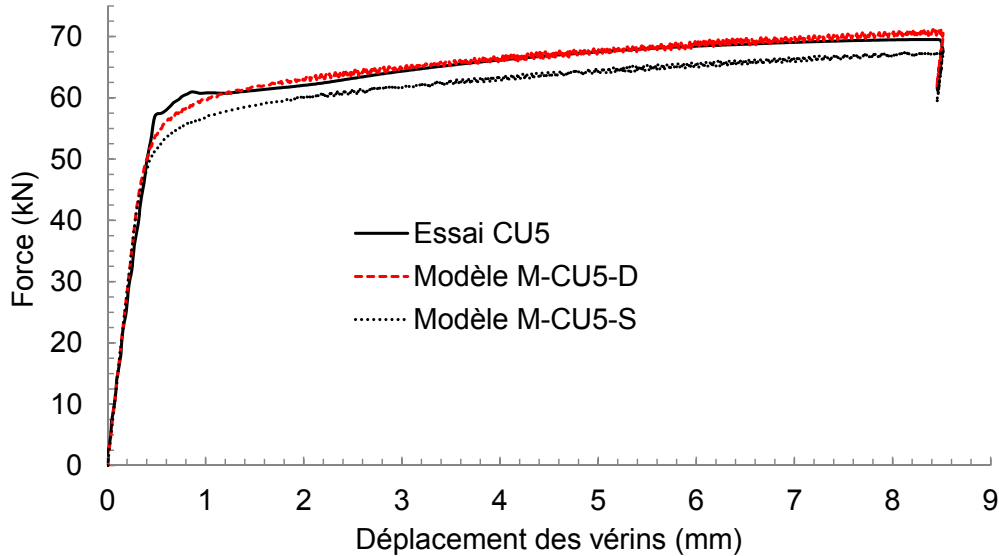


Figure 6.42 Courbes de force-déplacement obtenues lors de l'essai CU5 et par les modèles M-CU5-D et M-CU5-S

6.6.4 Modèles M-CU6-D et M-CU6-S

La figure 6.43 compare les courbes force-déplacement obtenues lors de l'essai CU6 et par les modèles numériques M-CU6-D et M-CU6-S. Le modèle M-CU6-D prenant en compte l'effet du taux de déformation sur la limite élastique sous-estime encore le comportement expérimental mais estime une force de beaucoup supérieure à celle du modèle M-CU6-S. Cela s'explique par le fait que l'équation 6.1 utilisée dans le modèle M-CU6-D ne permet pas de représenter correctement l'effet du taux de déformation pour le taux élevé de déformation. En fait, l'équation 6.1 prévoit une augmentation de limite élastique $F_{yd}/F_{ys} = 7.3\%$ (évaluée à $\dot{\varepsilon}_e^p = 2.04 \text{ sec}^{-1}$), qui est beaucoup inférieure à l'augmentation de 16% observée lors de l'essai CU6 (tableau 6.9). Le modèle M-CU6-S utilisant une limite élastique quasi-statique ne prévoit pas correctement la capacité en force de l'éprouvette observée lors de l'essai dynamique CU6.

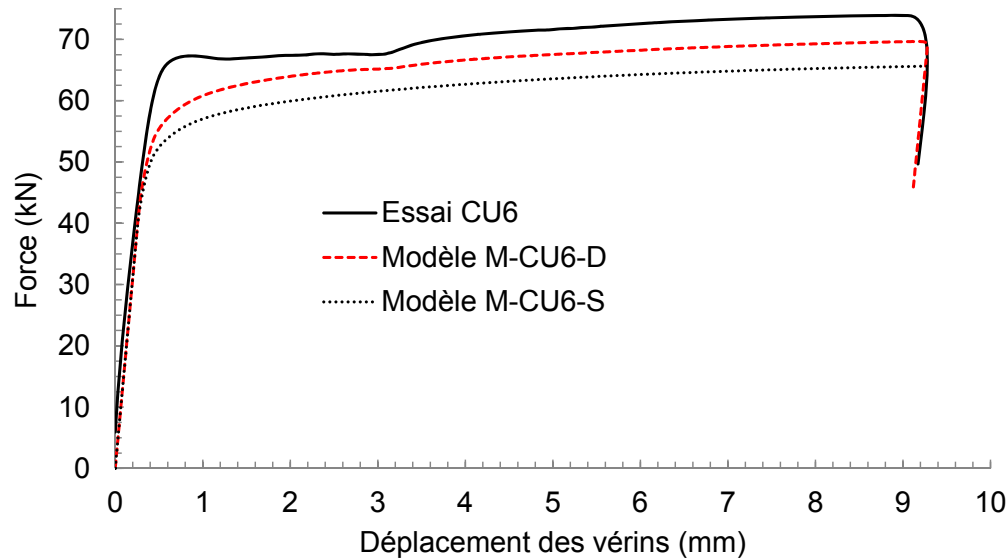


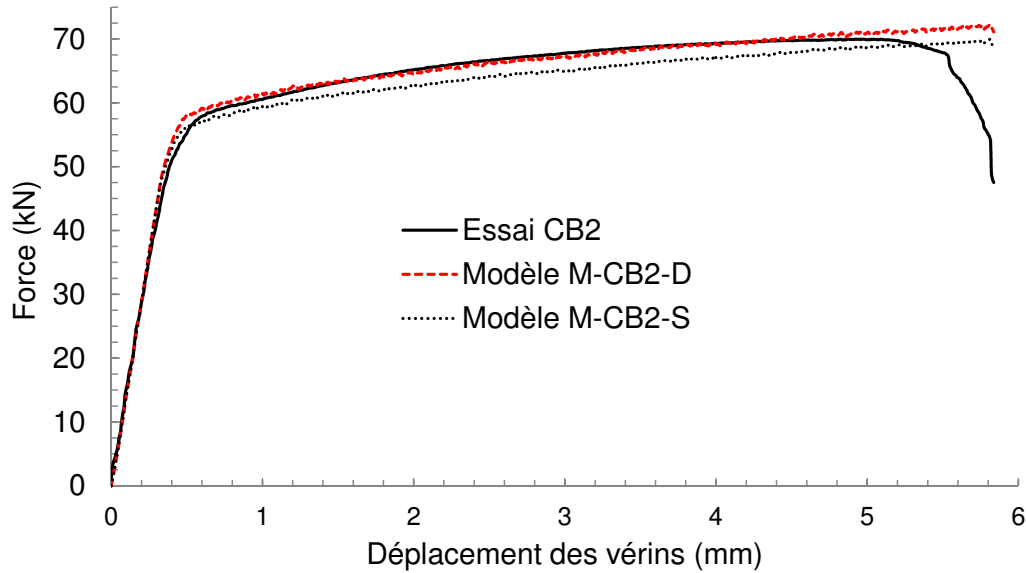
Figure 6.43 Courbes de force-déplacement obtenues lors de l'essai CU6 et par les modèles M-CU6-D et M-CU6-S

6.6.5 Modèles M-CB2-D et M-CB2-S

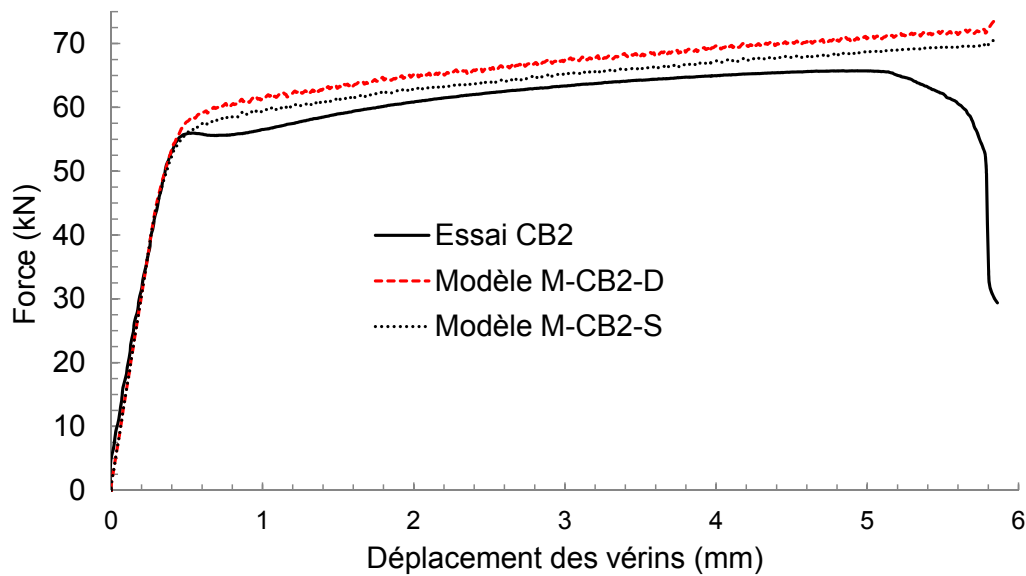
La figure 6.44a compare les courbes force-déplacement obtenues lors de l'essai CB2 et par les modèles numériques M-CB2-D et M-CB2-S dans la direction de laminage. Le modèle M-CB2-D prédit bien la capacité en force de l'éprouvette dans cette direction alors que le modèle M-CB2-S sous-estime le comportement expérimental. La comparaison de la capacité en force dans la direction transversale est présentée à la figure 6.44b. En raison du chargement équibiaxial et de l'utilisation du modèle de matériau isotrope dans la modélisation, les modèles M-CB2-D et M-CB2-S prédisent presque la même capacité dans les deux directions. Cependant, la force expérimentale dans la direction transversale est inférieure à celle de la direction de laminage lors de l'essai équibiaxial CB2. Tel qu'attendu, le modèle M-CB2-S, qui ne tient pas compte de l'effet du taux de déformation conduit à des valeurs de forces inférieures à celles du modèle M-CB2-D dans les deux directions de chargement.

6.6.6 Modèles M-CB3-D et M-CB3-S

La figure 6.45a compare les courbes force-déplacement obtenues lors de l'essai CB3 et par les modèles numériques M-CB3-D et M-CB3-S dans la direction de laminage. La comparaison de la capacité en force dans la direction transversale est présentée à la figure 6.45b. Tel que vu à la section 6.3.6, la force de plastification est déterminée à un déplacement de 0.42 mm pour la direction de laminage et à un déplacement de 0.59 mm pour la di-



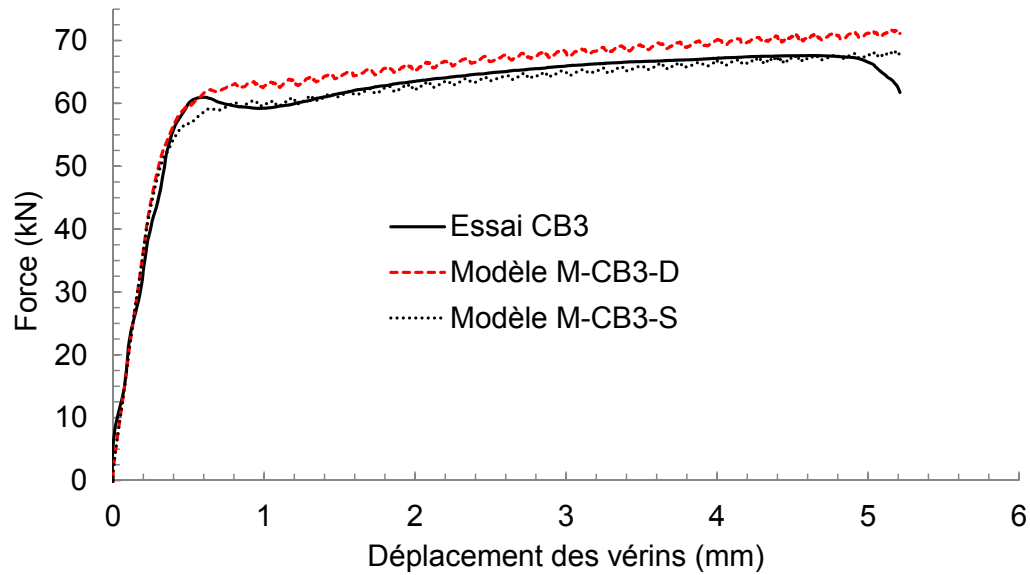
(a)



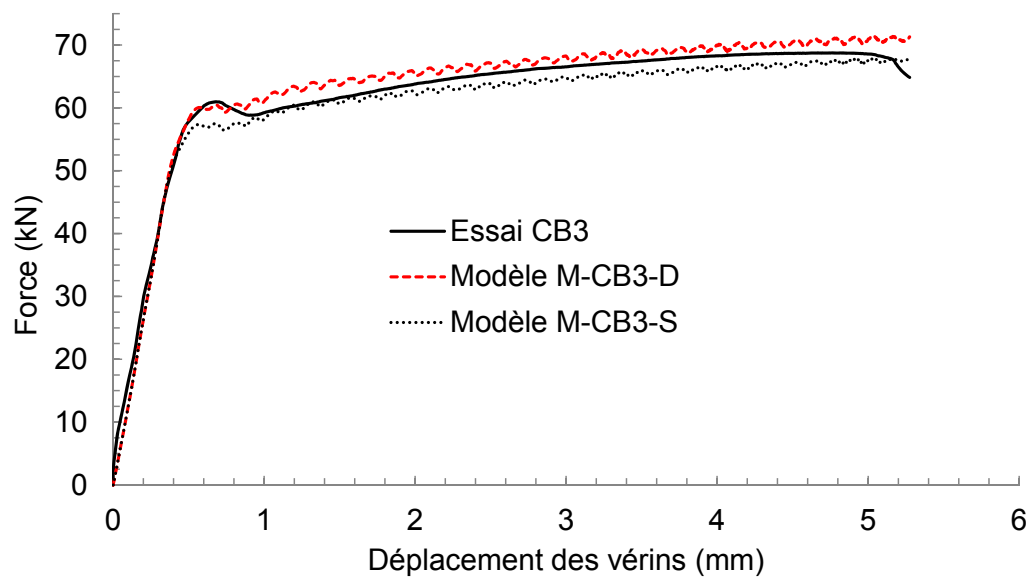
(b)

Figure 6.44 Courbes de force-déplacement obtenues lors de l'essai CB2 et par les modèles M-CB2-D et M-CB2-S : (a) direction de laminage; (b) direction transversale

rection transversale. À ces déplacements, le modèle M-CB3-D estime presque les mêmes forces de plastification que celles observées lors de l'essai dynamique CB3. À ces mêmes déplacements, le modèle M-CB3-S prédit des forces de plastification inférieures aux forces expérimentales. Cela démontre que l'effet du taux de déformation sur la limite élastique est bien tenu en compte dans le modèle M-CB3-D.



(a)

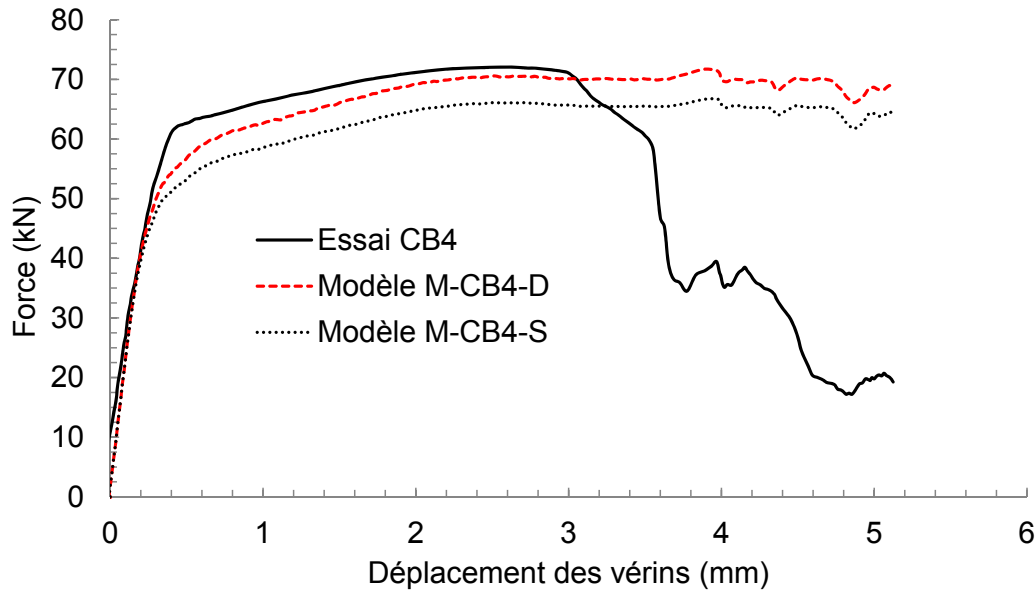


(b)

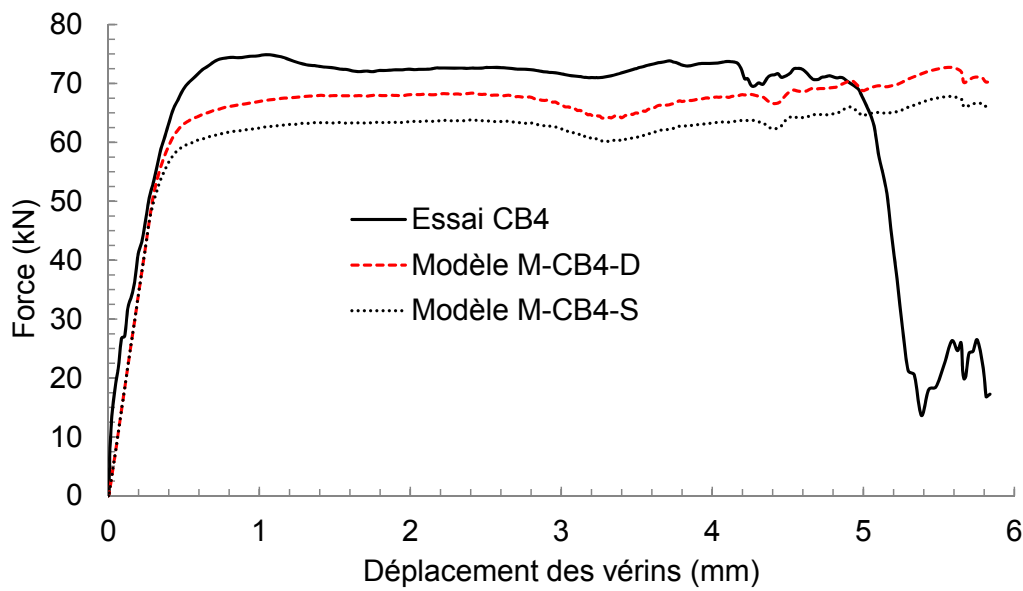
Figure 6.45 Courbes de force-déplacement obtenues lors de l'essai CB3 et par les modèles M-CB3-D et M-CB3-S : (a) direction de laminage; (b) direction transversale

6.6.7 Modèles M-CB4-D et M-CB4-S

La figure 6.46a compare les courbes force-déplacement obtenues lors de l'essai CB4 et par les modèles numériques M-CB4-D et M-CB4-S dans la direction de laminage.



(a)



(b)

Figure 6.46 Courbes de force-déplacement obtenues lors de l'essai CB4 et par les modèles M-CB4-D et M-CB4-S : (a) direction de laminage; (b) direction transversale

La comparaison de la capacité en force dans la direction transversale est présentée à la figure 6.46b. Le modèle M-CB4-S qui ne tient pas compte de l'effet du taux de déformation prédit des forces de plastification dans les deux directions inférieures à celles observées lors de l'essai CB4 impliquant un taux élevé de déformation de 2.4 sec^{-1} . Le modèle M-CB4-D qui tient compte de l'effet du taux de déformation sous-estime les forces de plastification

dans les deux directions. Les forces obtenues du modèle M-CB4-D sont beaucoup plus proches des résultats expérimentaux que celles du modèle M-CB4-S. L'effet du taux de déformation n'est pas encore correctement estimé dans le modèle M-CB4-D, car l'équation 6.1 utilisé dans ce modèle prévoit une augmentation de limite élastique $F_{yd}/F_{ys} = 7.5\%$ (évaluée à $\dot{\varepsilon}_e^p = 2.4 \text{ sec}^{-1}$, qui est inférieure à l'augmentation de 17.5% observée lors de l'essai CB4 (tableau 6.9).

6.6.8 Synthèse des résultats

Lors d'une même sollicitation dynamique, les modèles numériques prenant en compte l'effet du taux de déformation prédisent systématiquement une capacité plastique en force supérieure à la capacité plastique prédite par les modèles numériques quasi-statiques. L'excédant de capacité en force est de plus en plus évident lorsque la vitesse de chargement augmente. Le comportement expérimental des éprouvettes lors d'une sollicitation dynamique impliquant un taux de déformation inférieur à 0.02 sec^{-1} est bien simulé par les modèles numériques considérant la limite élastique dynamique évaluée selon la loi de Drysdale et Zak. Au-delà du taux de déformation de 0.02 sec^{-1} , la loi de Drysdale et Zak n'évalue pas correctement. Il a été observé que la loi de Pan et al., la loi de Paul et al. ainsi que la loi de Rao et al., telles que présentées respectivement dans les équations 6.3, 6.6 et 6.7 sont aptes de représenter le comportement dynamique de l'acier sur toute la plage des taux de déformation étudiés. Parmi ces trois équations, la loi de Paul et al., qui est ré-écrite à l'équation 6.10, semble la plus adaptée, car elle permet de spécifier le taux de déformation de transition $\dot{\varepsilon}_0$ auquel la limite élastique quasi-statique F_{ys} est évaluée. La limite élastique dynamique n'apparaît que lorsque le taux de déformation $\dot{\varepsilon}_e^p$ dépasse $\dot{\varepsilon}_0$. Il n'existe pas de $\dot{\varepsilon}_0$ dans les lois proposées par Pan et al. et de Rao et al.

$$\frac{F_{yd}}{F_{ys}} = 1 + 0.004 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_e^p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) + 0.0008 \sqrt{\frac{\dot{\varepsilon}_e^p}{\dot{\varepsilon}_0}} \quad (6.10)$$

CHAPITRE 7

MODÉLISATION SOUS CHARGES CYCLIQUES

Ce chapitre présente la modélisation d'un lien ductile utilisé pour des cadres à contreventement excentrique (CCE) à partir du modèle constitutif de matériau formulé lors de l'analyse des essais impliquant des sollicitations biaxiales. À cause de l'ampleur du programme expérimental et des études numériques présentés dans ce mémoire, la modélisation du lien ductile dans le cadre de ce projet se limitera à évaluer la capacité du modèle constitutif utilisé dans le chapitre 5 à représenter adéquatement la réponse cyclique non-linéaire d'un lien ductile sans tenir compte de l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier. Le but ultime est de pouvoir modéliser le comportement dynamique non-linéaire du lien ductile sollicité en deux dimensions en tenant compte de la limite élastique dynamique de l'acier proposé dans ce projet. Cet aspect sera traité dans un autre projet de maîtrise qui est déjà entamé par un autre étudiant.

7.1 Étude expérimentale sur le lien ductile par Okazaki et al.

Le CCE est un système de résistance aux forces sismiques très performant offrant des avantages combinés tirés d'un cadre rigide et d'un cadre à contreventement concentrique. Les cadres rigides sont très ductiles mais leurs performances sont limitées par les déplacements inter-étages à cause de leur faible rigidité latérale. Les cadres à contreventement concentrique offrent une bonne rigidité latérale mais le flambement des diagonales limite leur ductilité. Les CCE minimisent les lacunes des deux systèmes précédents en localisant la plastification dans un lien ductile de longueur e identifié sur les configurations usuelles des CCE illustrées à la figure 7.1.

Étant donné que le lien ductile est l'élément clé du système de dissipation de l'énergie sismique, plusieurs études expérimentales sur les comportements inélastiques des liens ductiles ont été réalisées. Des modèles analytiques ont aussi été développés afin de bien reproduire les résultats expérimentaux. Une revue des études expérimentales sur les liens ductiles a été effectuée par Gleize [Gleize, 2013]. Parmi ces études, une étude expérimentale récente sur les liens isolés a été menée par Okazaki et al. [Okazaki *et al.*, 2005; Okazaki et Engelhardt, 2007]. Ces derniers ont effectué des essais cycliques sur plusieurs liens qui

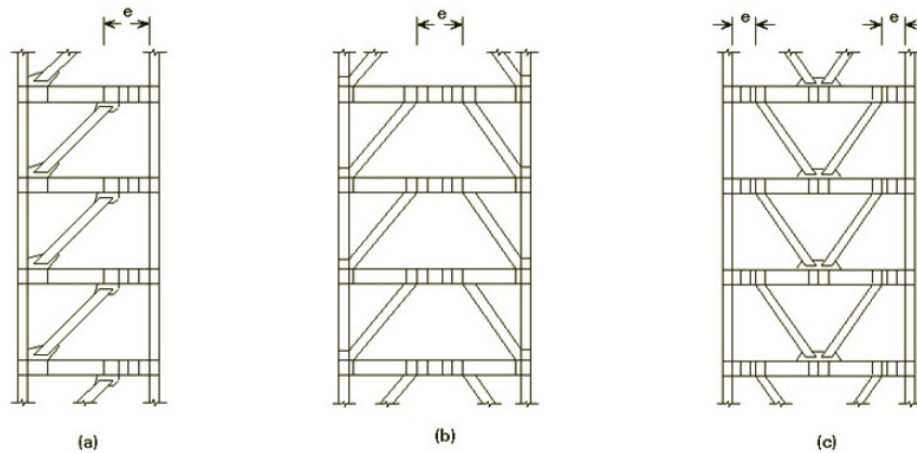


Figure 7.1 Cadres à contreventement excentrique : (a) unique, (b) à chevron et (c) à chevron inversé [Popov et Engelhardt, 1988]

sont classés comme des liens courts, intermédiaires et longs. Pour des liens courts, la plastification de ceux-ci se produit par cisaillement. La plastification par flexion domine dans les liens longs. Pour les liens intermédiaires, le cisaillement et la flexion combinés sont les modes de plastification anticipés.

Les liens ductiles étudiés par Okazaki et al. sont constitués de profilés en I fabriqués à partir d'acier *ASTM A992* et ont une longueur e variant de 584 à 1854 mm. Dans leur montage expérimental présenté à la figure 7.2, le lien ductile est représenté par l'élément de longueur e . Cet élément est soudé à des plaques d'acier rigides aux deux extrémités. Le lien ductile est ensuite raccordé à une poutre horizontale et à une colonne verticale par le biais de boulons vissés sur les plaques rigides. La poutre horizontale est appuyée sur deux systèmes bielle-tirants. La colonne verticale, soutenue par deux systèmes bielle-tirants horizontaux, est déplacée verticalement par un vérin hydraulique, produisant ainsi un chargement cyclique en cisaillement et/ou flexion. Chaque lien subit un protocole de chargement cyclique jusqu'à l'observation de la rupture du lien.

Ce montage comprend de nombreux capteurs permettant de mesurer les rotations et les réactions à différentes positions lors du chargement, ce qui permet d'évaluer la force de cisaillement et la rotation que subit le lien durant l'essai. La revue de Gleize [Gleize, 2013] explique en détail les démarches qu'Okazaki et al. ont entrepris afin d'obtenir les valeurs de force et de rotation dans les liens.

Parmi tous les spécimens testés par Okazaki et al., le spécimen 4C a été choisi dans le cadre de ce projet. Le spécimen 4C a été aussi choisi par Koboevic et al. pour la calibration de leurs modèles numériques visant à étudier le comportement des cadres à

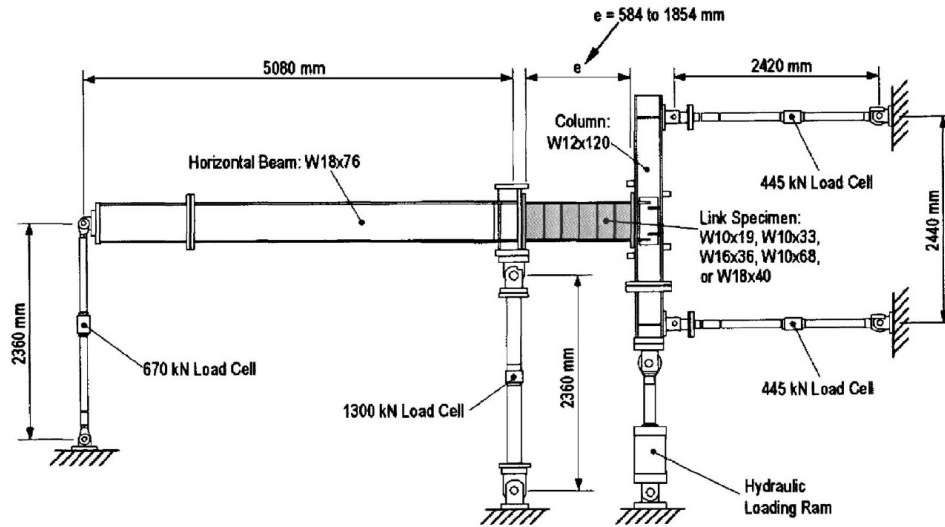


Figure 7.2 Montage expérimental dans l'étude de liens ductiles effectuée par Okazaki et al. [Okazaki *et al.*, 2005]

contreventement excentrique soumis à des charges sismiques [Kobojevic *et al.*, 2012]. Il est possible de comparer les résultats de la modélisation du lien dans le cadre de ce projet avec non seulement la courbe expérimentale obtenue par Okazaki et al., mais aussi avec la courbe de calibration disponible dans la littérature. Le lien 4C est formé d'une section de profilé W250x49 ayant une longueur $e = 584$ mm. Il s'agit d'un lien court dont la plastification se produit par cisaillement.

7.2 Méthode de modélisation

La modélisation du lien ductile est effectuée en trois dimensions (3D) dans le module ADINA Structures du logiciel ADINA afin de mieux tenir compte des non-linéarités matérielles et géométriques engendrées par des sollicitations engendrant de grandes déformations. Des raidisseurs intermédiaires et des plaques d'appui sur le lien sont aussi inclus dans le modèle. Les systèmes horizontaux et verticaux sur le montage expérimental présenté à la figure 7.2 ne sont pas modélisés. Le comportement plastique est formulé par le modèle de matériau multilinéaire décrit à la section 7.3.3. En raison du chargement cyclique, le schéma d'intégration statique est utilisé lors de l'analyse. La formulation cinématique de l'analyse est basée sur la formulation "grand déplacement - grande déformation". D'autres options d'analyses sont les mêmes que celles décrites à la section 5.2.

Il est à noter que Kobojevic et al. ont modélisé le lien 4C à l'aide d'une poutre élastique dont les deux extrémités sont reliées à un ressort ayant une longueur nulle tel que schématisé sur la figure 7.3 [Kobojevic *et al.*, 2012]. En effet, l'écroutissement du lien dans leur modèle

est simulé par le comportement du ressort. Dans ce modèle, un matériau multi-linéaire est assigné au ressort. Les résultats de calibration du lien 4C avec ce modèle est présentés à la figure 7.4b. Le matériau hystérétique Giuffré-Menegotto-Pinto (Steel02) est ensuite utilisé dans leur modèle raffiné dont les résultats sont aussi présentés à la figure 7.4b. La figure 7.4 compare les résultats des deux modèles de Koboovic et al. à la courbe expérimentale du lien ductile 4C. Le modèle utilisant le matériau Steel02 semble le mieux représenter le comportement inélastique du lien 4C. Ces modèles ne tiennent pas compte de l'interaction entre la flexion et le cisaillement, ni des effets du taux de chargement sur la valeur de F_y .

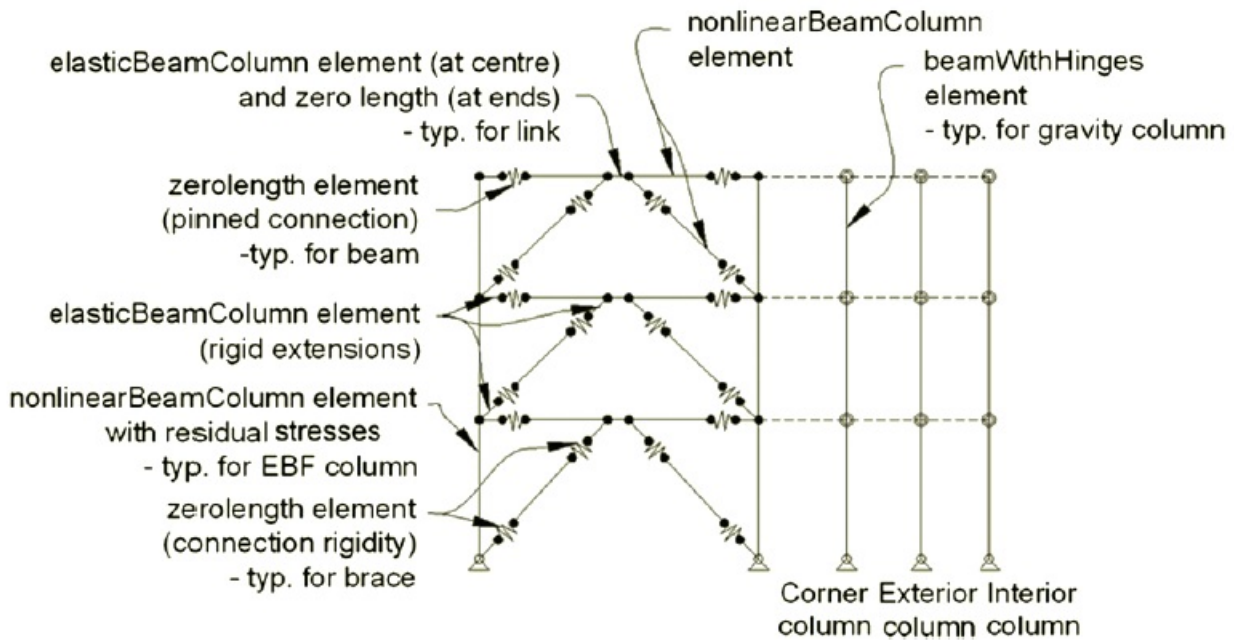


Figure 7.3 Illustration du modèle *OpenSees* de Koboovic et al. d'un CCE montrant aussi la modélisation du lien ductile [Koboovic *et al.*, 2012]

7.3 Définition du modèle

7.3.1 Géométrie

La géométrie en trois dimensions du lien 4C est construite à partir des dimensions nominales du profilé W250x49. Il y a trois raidisseurs disposés sur un seul côté du profilé à un espacement de 146 mm. Chaque raidisseur a une épaisseur de 10 mm. La figure 7.5 présente les détails de disposition du raidisseur sur la section du profilé W250x49. La figure 7.6 illustre la géométrie du lien 4C modélisé dans le logiciel ADINA. Il est à noter

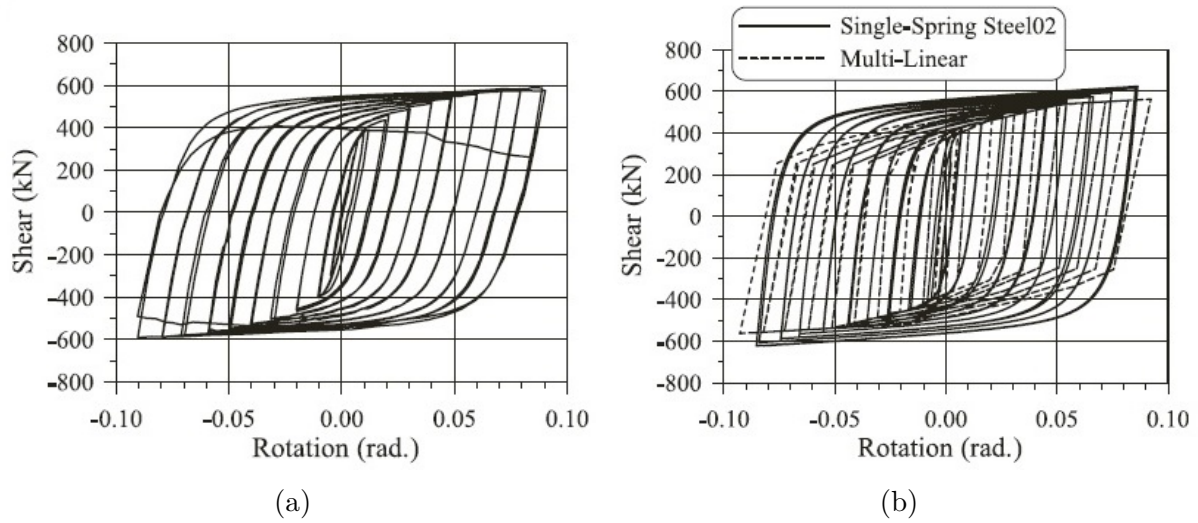


Figure 7.4 Courbes de réponse du lien ductile pour le spécimen 4C [Okazaki *et al.*, 2005] : (a) courbe expérimentale; (b) résultats des modèles de Koboivic et al. utilisant le modèle de matériau multi-linéaire et le modèle Steel02 de *OpenSees* [Koboivic *et al.*, 2012]

que l'épaisseur des plaques d'acier aux deux extrémités ne sont pas connue. Ainsi, une épaisseur de 30 mm a été supposée pour des fins de modélisation.

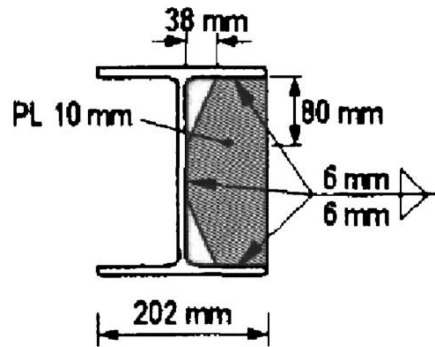


Figure 7.5 Section transversale du lien 4C [Okazaki *et al.*, 2005]

7.3.2 Conditions aux limites et chargement

Afin de simuler le comportement cyclique du lien ductile lors de l'essai, les conditions aux limites imposées au modèle numérique du lien 4C sont telles que présentées à la figure 7.7. Les trois degrés de liberté en translation d'une des deux faces aux extrémités sont bloqués. Sur l'autre face, seul le degré de liberté correspondant à une translation verticale est permis.

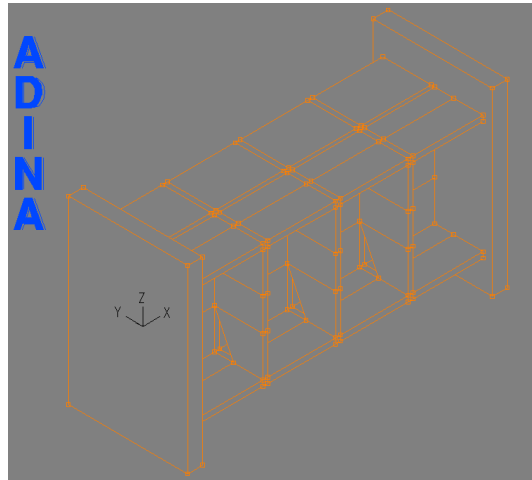


Figure 7.6 Représentation de la géométrie du lien 4C à partir du logiciel ADINA

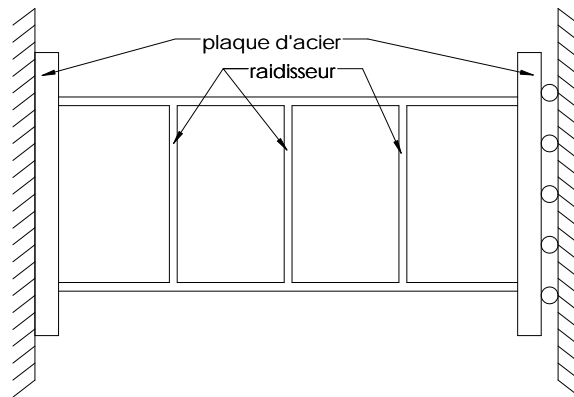


Figure 7.7 Conditions aux limites dans le modèle du lien 4C (vue de côté de la géométrie présentée à la figure 7.6)

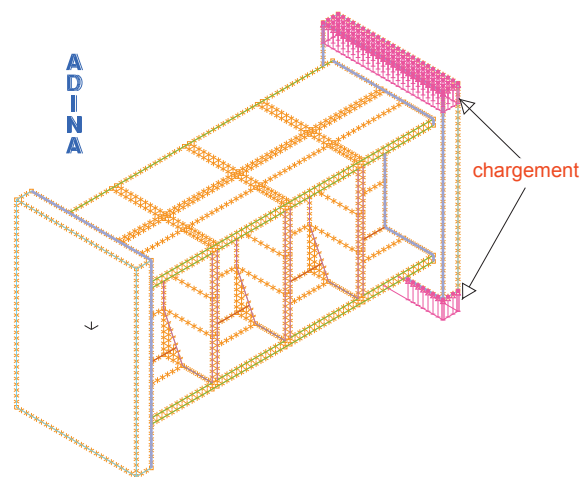


Figure 7.8 Illustration du chargement sur le lien 4C à partir du logiciel ADINA

Le lien 4C est chargé selon le protocole de chargement cyclique établi dans l'annexe S de la norme américaine de calculs sismiques pour les bâtiments [AISC, 2002]. Ce protocole établit l'amplitude de la rotation (γ) à imposer sur le lien ductile à chaque cycle de chargement. À partir des valeurs de rotation spécifiées, les déplacements que doit subir une extrémité du lien ductile sont obtenus en multipliant les valeurs de rotation par la longueur du lien 4C. Ces déplacements sont appliqués sur le modèle ADINA tel que schématisé la figure 7.8.

7.3.3 Matériaux

Un modèle de matériau multilinéaire avec la formulation d'écrouissage isotrope a été assigné aux semelles et à l'âme du lien ductile. Pour ce modèle de matériau, la courbe contrainte - déformation effective est exprimée dans l'équation 5.3 dans laquelle les paramètres M_0 , M_∞ et η décrivant les raideurs après plastification sont obtenus par une approche itérative jusqu'à ce que l'écrouissage du lien modélisé soit semblable à ce qui a été observé lors de l'essai effectué par Okazaki et al. Ces coefficients employés lors de cette analyse sont les suivants :

$$M_0 = 1 \quad M_\infty = 0.03 \quad \eta = 16$$

La limite élastique réelle du lien 4C a été mesurée à l'aide des échantillons prélevés sur le contour des semelles et à mi-hauteur de l'âme. Les résultats des essais de traction montrent que la limite élastique F_y est de 356 MPa dans les semelles et de 382 MPa dans l'âme [Okazaki *et al.*, 2005]. Ces valeurs ont été utilisées dans le modèle ADINA. Le module d'élasticité E et le module E_p de l'équation 5.3 sont respectivement $E = 200$ GPa et $E_p = 0.5\%E$. Le coefficient de Poisson est $\nu = 0.3$.

Les plaques d'acier aux extrémités ainsi que les raidisseurs sont supposés avoir un comportement élastique tout au long du chargement. En effet, un matériau linéaire élastique ayant le module de Young $E = 200$ GPa et un coefficient de Poisson $\nu = 0.3$ a été utilisé pour représenter les plaques d'acier et les raidisseurs.

7.3.4 Éléments

Les éléments cubiques à 8 nœuds sont utilisés pour modéliser les semelles et l'âme du lien ductile, les raidisseurs ainsi que les plaques d'acier.

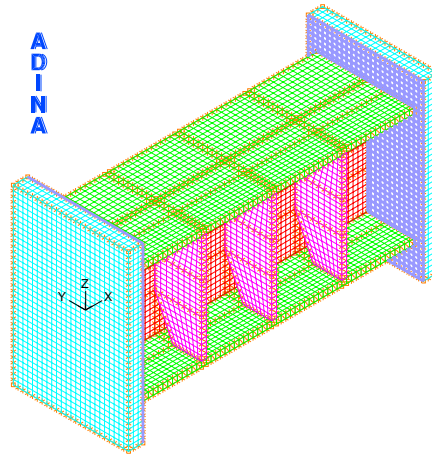


Figure 7.9 Représentation du maillage du lien 4C à partir du logiciel ADINA

7.3.5 Maillage

Une longueur de subdivision de 10 mm par élément a été utilisée lors du maillage. La figure 7.9 illustre le rendu du modèle du lien 4C à partir du logiciel ADINA. Le modèle comprend 9807 éléments.

7.4 Résultats obtenus

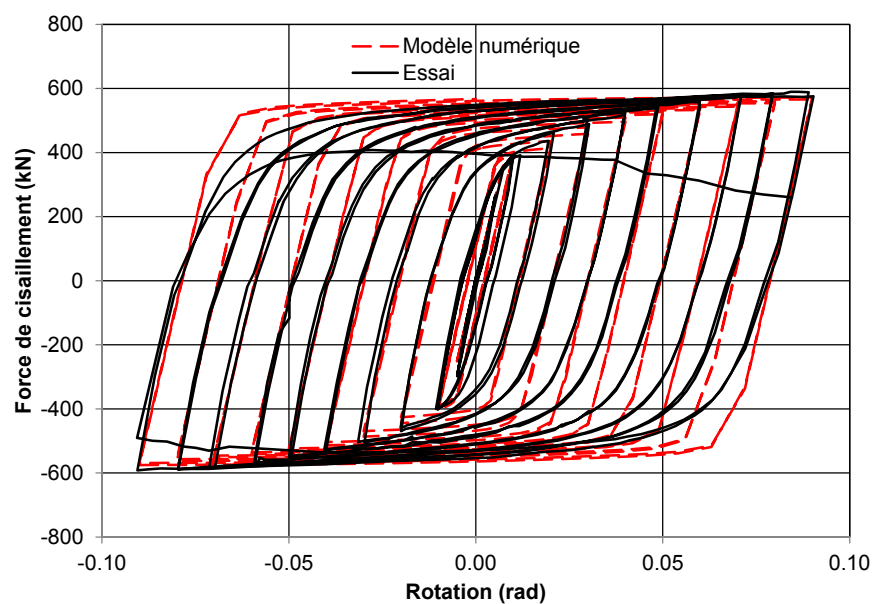


Figure 7.10 Comparaison entre les résultats expérimentaux et les résultats du modèle numérique sur le lien ductile 4C

Les résultats du modèle ADINA du lien 4C sont présentés à la figure 7.10. Cette dernière compare les résultats analytiques du modèle aux résultats expérimentaux. En général, le comportement cyclique du lien est bien reflété par le modèle numérique. Les forces de cisaillement intermédiaires et maximales à grandes déformations correspondent très bien aux valeurs expérimentales mais la force de cisaillement lors de la plastification initiale à chaque cycle de chargement est supérieure à celle de l'essai. Ceci n'est pas surprenant puisque le matériau multilinéaire utilisé ne permet pas de définir la transition entre les régimes élastique et plastique sur la courbe contrainte-déformation (effet de Bauschinger). Cette transition peut être définie dans le modèle du matériau Steel02 utilisé dans le modèle de Koboëvic et al. dont les résultats sont présentés à la figure 7.4b. C'est la raison pour laquelle une transition plus fluide est observée sur la courbe de force du modèle de Koboëvic et al.

CHAPITRE 8

CONCLUSION

Le principe de dimensionnement à la capacité dans les normes canadiennes de conception parasismique des structures est basée sur la résistance probable des éléments dissipatifs d'énergie sismique. Pour les charpentes d'acier, cette philosophie de dimensionnement requiert une bonne compréhension de la limite élastique probable de l'acier lors d'un chargement dynamique. Le projet de recherche présenté dans ce mémoire vise à évaluer l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier structural de grade 350W notamment lors des sollicitations impliquant un état planaire de contrainte.

Une partie du travail expérimental a consisté à effectuer la conception d'une éprouvette cruciforme optimale en acier à l'aide d'une analyse par éléments finis dont les résultats confirment l'uniformité des champs de contrainte et de déformation dans la partie centrale de l'éprouvette. Un système de potentiomètre a été conçu et a été utilisé pour évaluer les déformations moyennes à travers la partie centrale lors des essais. Six essais de traction uniaxiaux et quatre essais de traction équibiaxiaux sur éprouvettes cruciformes ont été réalisés à différents taux de déformation entre 10^{-4} sec^{-1} et 2.4 sec^{-1} . Chaque essai a été simulé numériquement à l'aide d'un modèle éléments finis dans lequel la limite élastique a été calibrée afin de reproduire le comportement observé lors des essais. Le critère d'écoulement plastique de Von Mises a été adopté lors des analyses numériques. Les modèles calibrés ont permis de déterminer la limite élastique dynamique observée lors de chaque essai, ce qui permet d'étudier l'augmentation de la limite élastique de l'acier en fonction du taux de déformation. L'équation de Drysdale et al., permettant d'évaluer la limite élastique dynamique en fonction du taux de déformation a été utilisée dans les modèles numériques afin de simuler les essais dynamiques sur éprouvettes cruciformes en tenant compte automatiquement de la limite élastique dynamique. Quatre essais biaxiaux sur éprouvettes cruciformes ont également été réalisés à un taux de déformation quasi-statique. Ces quatre essais ont été simulés numériquement afin de valider le critère d'écoulement plastique de Von Mises à représenter le comportement plastique biaxial de l'acier testé. Les principales conclusions tirées de ces études sont les suivantes :

- l'éprouvette cruciforme conçue et utilisée lors des essais de traction a permis de localiser des déformations plastiques au centre de l'éprouvette. De grandes déformations ont été atteintes au centre de l'éprouvette sans constat d'une rupture prématurée.

- les jauges de mesure des déformations ne peuvent que mesurer très localement les déformations dans la zone centrale de l'éprouvette cruciforme, ce qui ne décrit pas fidèlement le champ de déformation de la zone centrale. Le potentiomètre linéaire développé dans le cadre de cette étude se présente comme une alternative simple et efficace pour mesurer des déformations moyennes entre deux points de référence.
- le développement de modèles numériques à l'aide de la méthode des éléments finis a permis de simuler adéquatement les résultats des essais équibiaxiaux sur éprouvette cruciforme. Le critère d'écoulement plastique de Von Mises ainsi que la formulation d'écrouissage non-linéaire utilisés dans les modèles numériques simulent correctement le comportement biaxial de l'acier jusqu'à de grandes déformations lorsque la formulation d'écrouissage est bien calibrée.
- les résultats confirment que la limite élastique de l'acier augmente au fur et à mesure que le taux de déformation effectif augmente. Pour un même taux effectif de déformation, l'acier soumis à état planaire de contrainte se comporte de la même façon que l'acier soumis à un état axial de contrainte. L'effet du taux de déformation sur la limite élastique peut être simplement déterminé par des essais uniaxiaux si la loi de Von Mises est utilisée comme critère d'écoulement plastique.
- parmi les huit fonctions étudiées permettant de prédire la limite élastique dynamique F_{yd} en fonction du taux de déformation, trois fonctions ont permis de représenter la limite élastique dynamique de l'acier jusqu'à des taux relativement élevés de déformation. Parmi ces trois fonctions, l'équation 6.6 de Paul et al. (2014) semble la mieux adaptée à être implémentée dans un logiciel de modélisation pour représenter l'augmentation de la limite élastique en fonction du taux de déformation compris dans la plage des taux de déformation étudiée. L'équation de Drysdale et Zak (1985) adoptée dans le logiciel ADINA est inadéquate pour considérer la limite élastique dynamique à des taux élevés de déformation.

Finalement, un modèle d'éléments finis d'un lien ductile court soumis à des efforts cycliques, typiquement utilisé dans les cadres contreventés excentriques a été créé et calibré à partir de données expérimentales. Les résultats obtenus montrent que le modèle utilisé surestime l'effort tranchant à l'amorce de la plastification, mais prédit avec précision les efforts intermédiaires et maximaux à grandes déformations lors de chaque cycle de chargement. Un autre projet de maîtrise traitant de la modélisation du comportement dynamique d'un lien ductile sollicité en deux dimensions en tenant compte de la limite

élastique dynamique proposée dans la présente étude est présentement en cours à l'Université de Sherbrooke.

Bien que les objectifs du projet de recherche ont été atteints, il reste encore des travaux très intéressant à effectuer en ce qui concerne l'analyse du comportement dynamique des structures en acier en prenant en compte l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier, notamment dans le cas des structures à plusieurs étages, où il y a une amplification du taux de déformation causé par les modes supérieurs de vibration.

ANNEXE A

RÉSULTATS SUPPLÉMENTAIRES

Cette partie présente les résultats supplémentaires inhérents à la validation des modèles numériques qui ne sont pas détaillées dans ce mémoire pour des raisons d'encombrement. Les tableaux A.1 et A.2 présentent la liste de tous les essais.

Tableau A.1 Liste des essais pour la caractérisation de l'effet du taux de déformation sur la limite élastique de l'acier

No. d'essai	Sollicitation	Vitesse de déplacement des vérins (mm/s)		$\dot{\varepsilon}_e^p$ visé (sec ⁻¹)
		dir. ^v de laminage	dir. transversale	
CU1	uniaxiale	0.0057	-	1×10^{-4}
CU2	uniaxiale	-	0.0057	1×10^{-4}
CU3	uniaxiale	1.2	-	2×10^{-2}
CU4	uniaxiale	6	-	1×10^{-1}
CU5	uniaxiale	12	-	2×10^{-1}
CU6	uniaxiale	-	60	1×10^0
CB1	équibiaxiale	0.00285	0.00285	1×10^{-4}
CB2	équibiaxiale	0.6	0.6	2×10^{-2}
CB3	équibiaxiale	6	6	2×10^{-1}
CB4	équibiaxiale	60	60	2×10^0

^v dir. = direction

Tableau A.2 Liste des essais biaxiaux à un taux de déformation quasi-statique

No. d'essai	Sollicitation	Vitesse de déplacement des vérins (mm/s)		$\dot{\varepsilon}_e^p$ visé (sec ⁻¹)
		dir. ^{vi} de laminage	dir. transversale	
CB5	biaxiale	0.0057	0.0019	1×10^{-4}
CB6	biaxiale	0.0057	0.0038	1×10^{-4}
CB7	biaxiale	0.0019	0.0057	1×10^{-4}
CB8	biaxiale	0.0038	0.0057	1×10^{-4}

^{vi} dir. = direction

A.1 Essai CU2 et modèle M-CU2

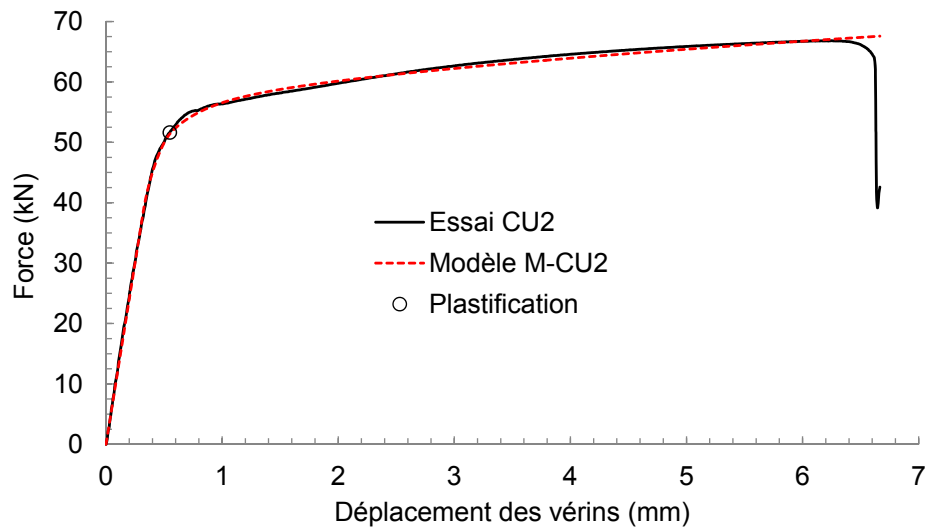


Figure A.1 Courbes de force obtenues par l'essai CU2 et par le modèle M-CU2

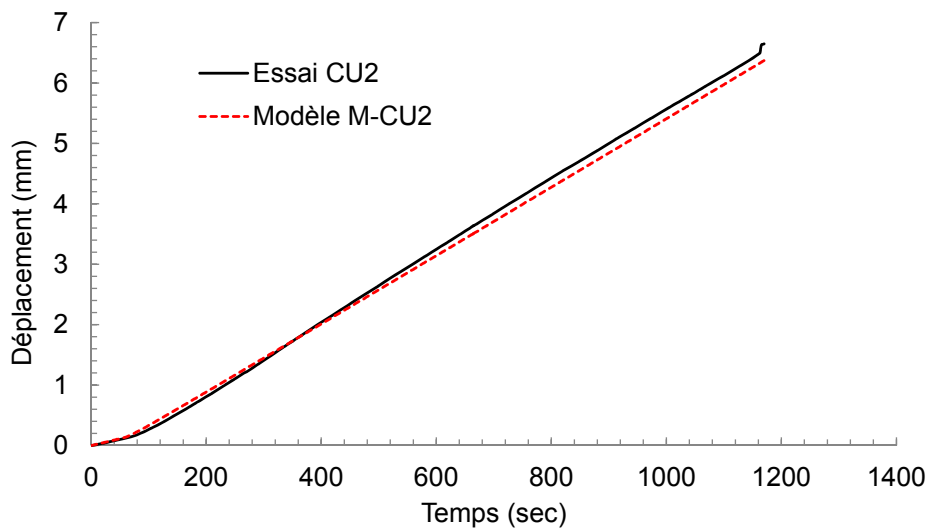
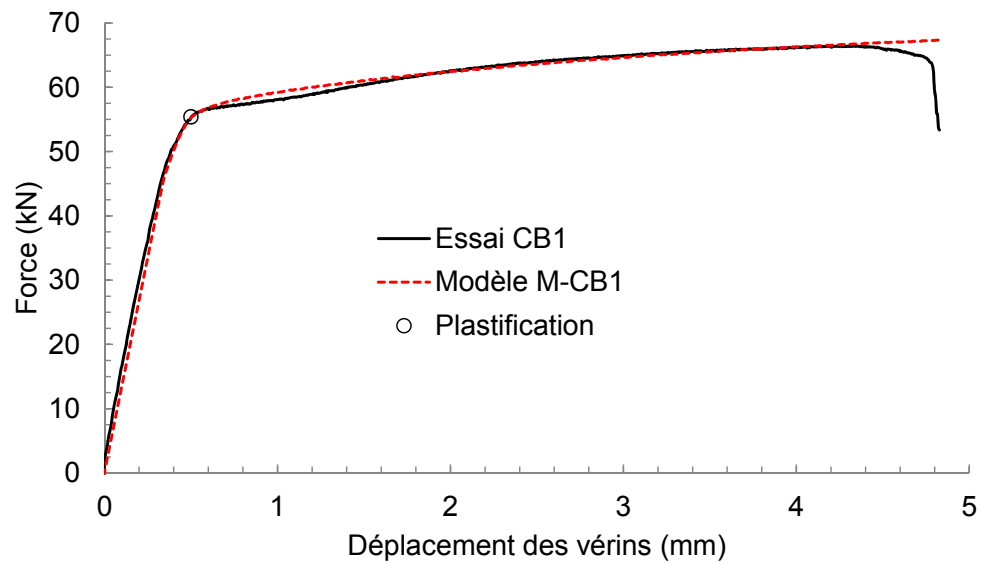
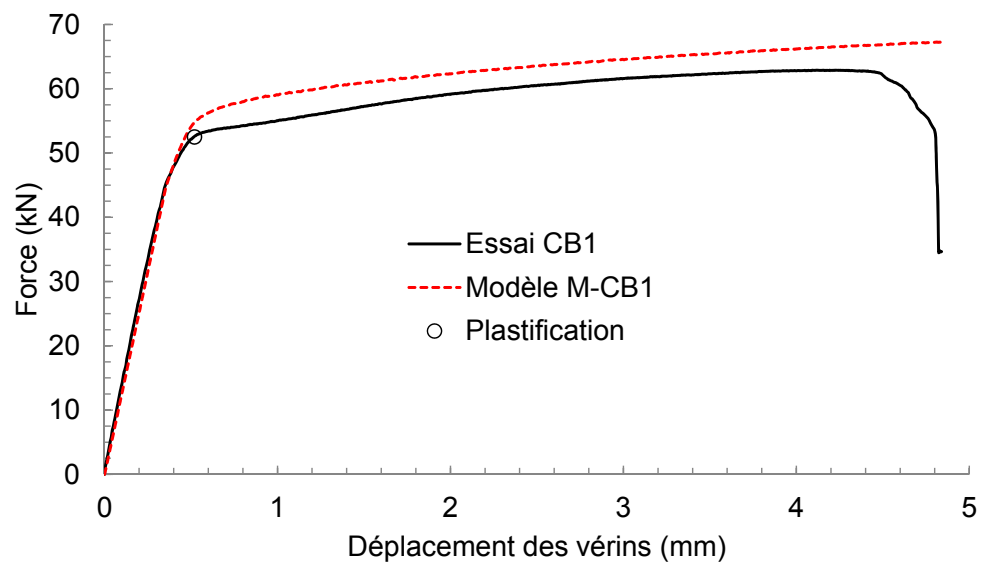


Figure A.2 Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CU2 et le modèle M-CU2 pour toute la durée de l'essai

A.2 Essai CB1 et modèle M-CB1

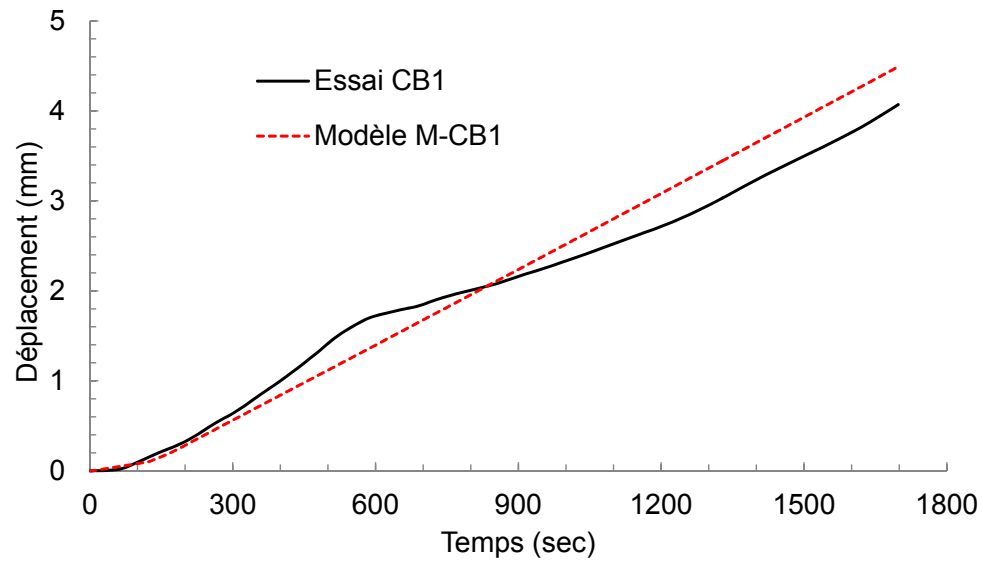


(a)

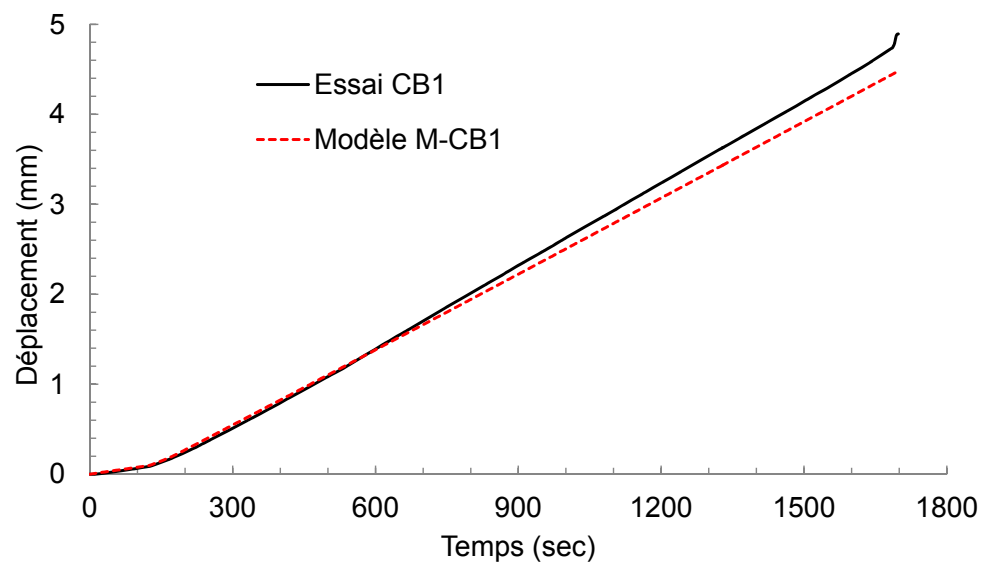


(b)

Figure A.3 Courbes de force obtenues par l'essai CB1 et par le modèle M-CB1 :
(a) direction de laminage; (b) direction transversale



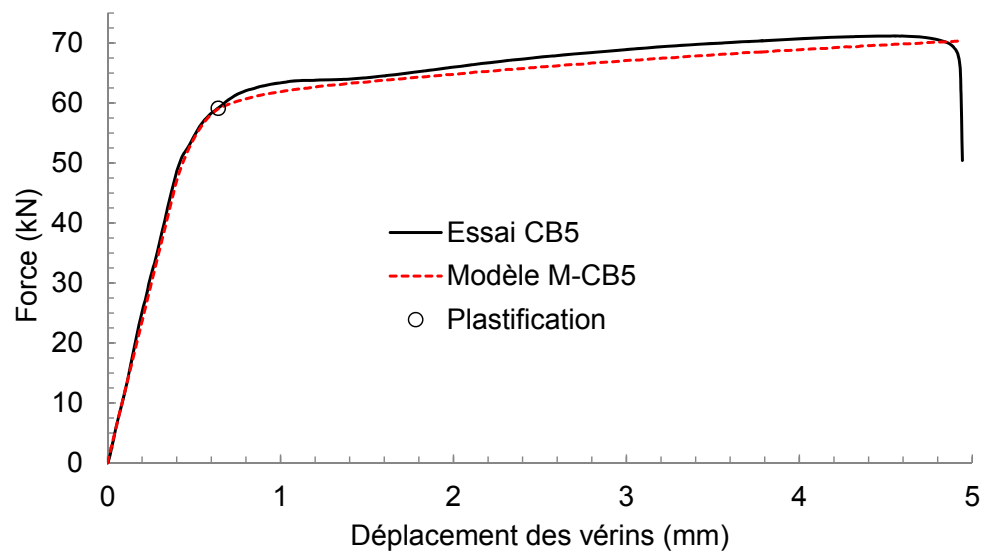
(a)



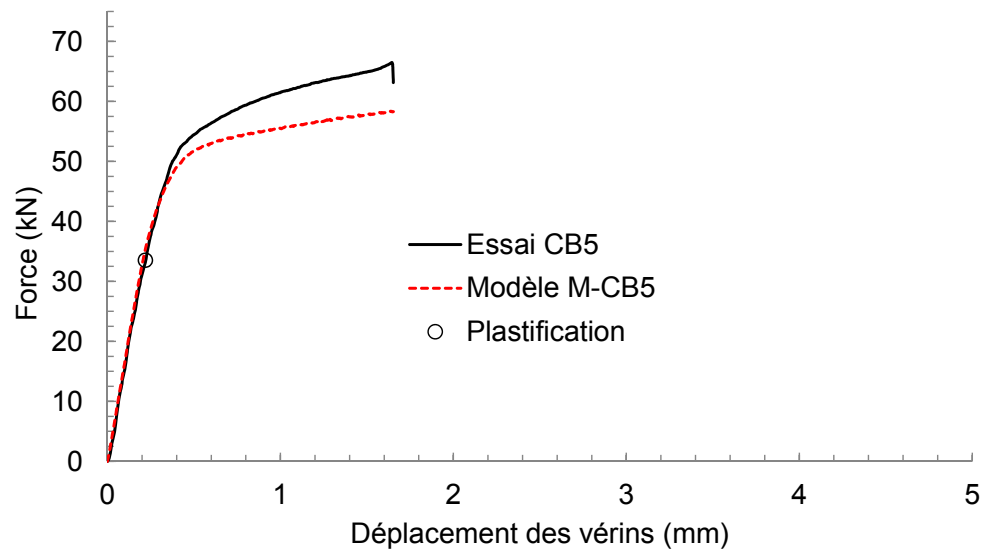
(b)

Figure A.4 Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CB1 et par le modèle M-CB1 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

A.3 Essai CB5 et modèle M-CB5

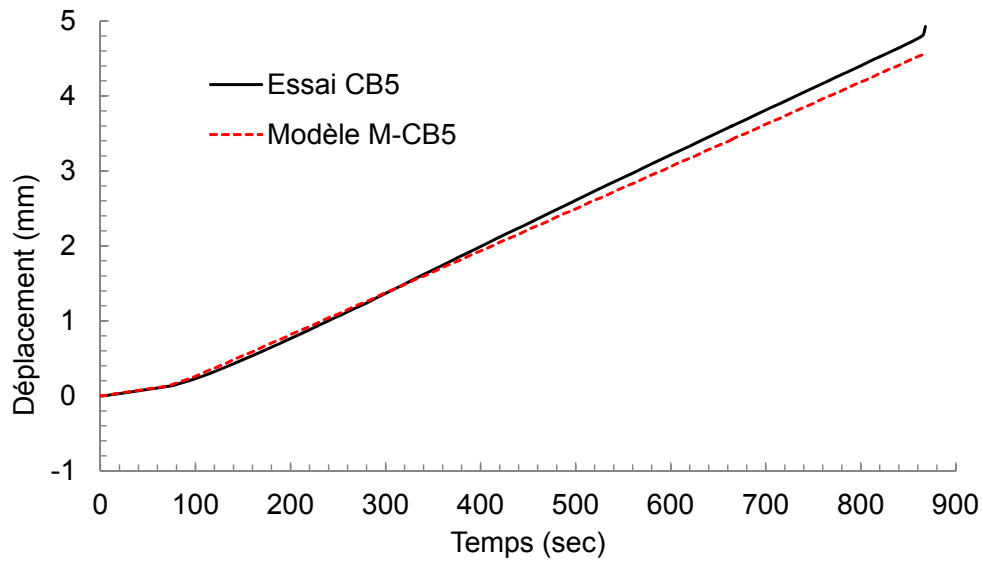


(a)

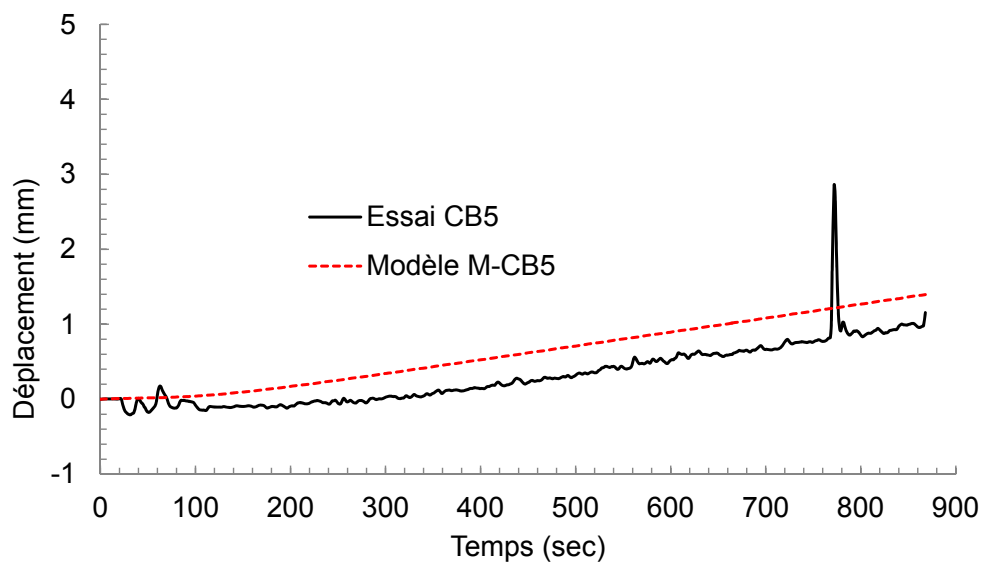


(b)

Figure A.5 Courbes de force obtenues par l'essai CB5 et par le modèle M-CB5 :
(a) direction de laminage ; (b) direction transversale



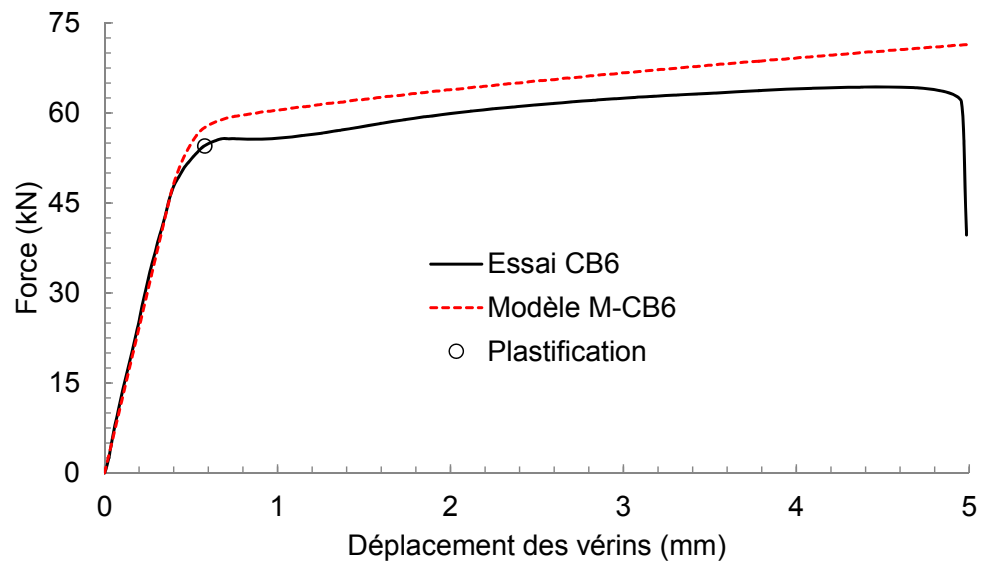
(a)



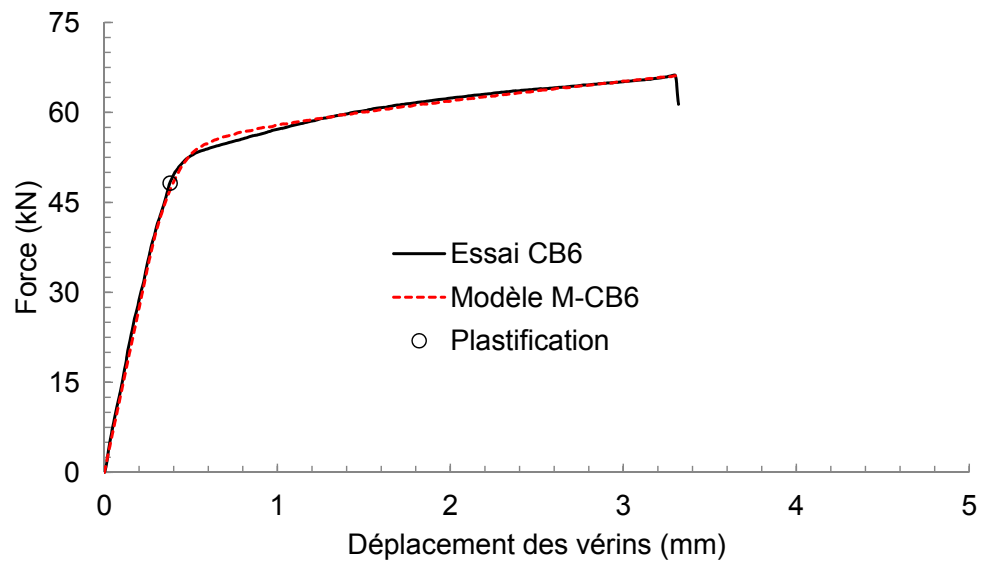
(b)

Figure A.6 Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CB5 et par le modèle M-CB5 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

A.4 Essai CB6 et modèle M-CB6

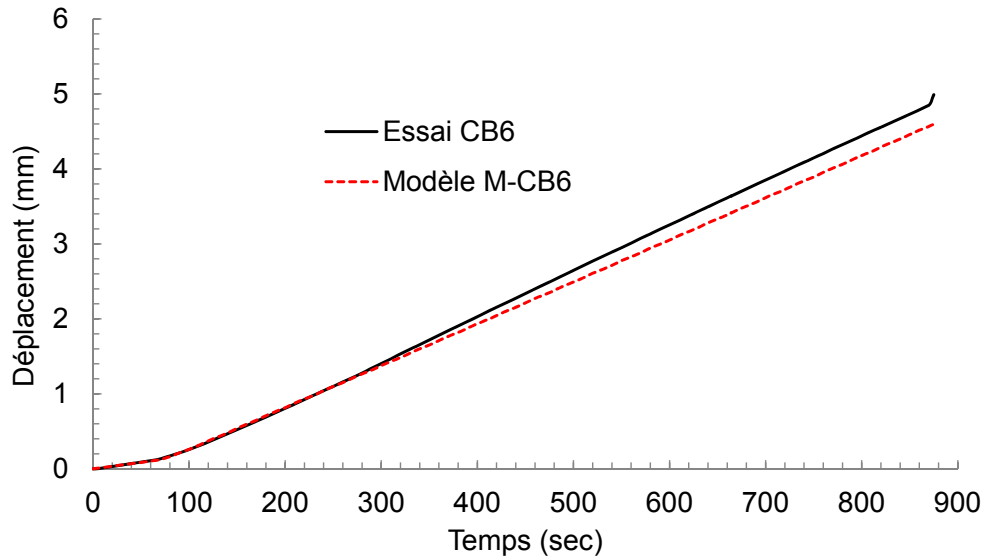


(a)

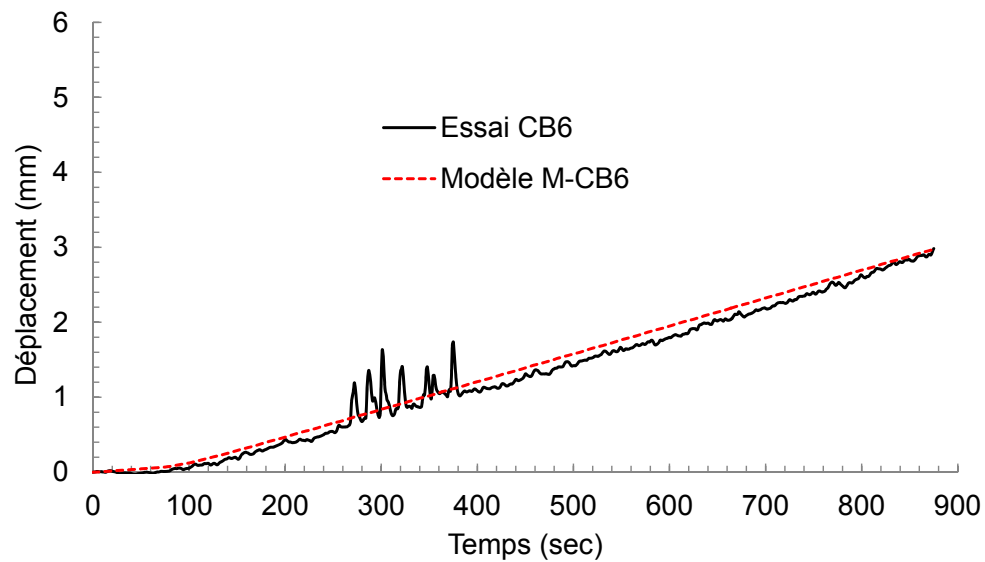


(b)

Figure A.7 Courbes de force obtenues par l'essai CB6 et par le modèle M-CB6 :
(a) direction de laminage; (b) direction transversale



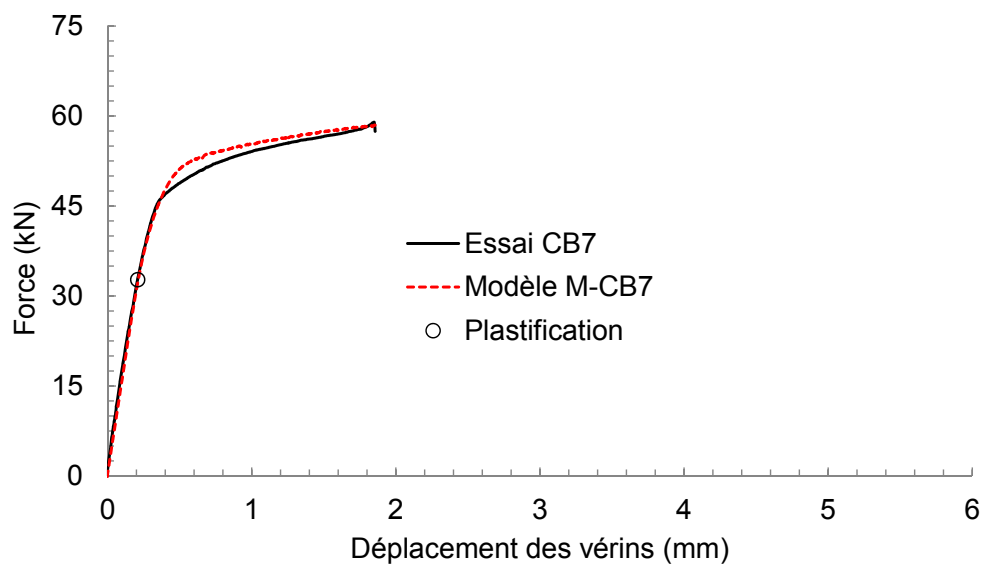
(a)



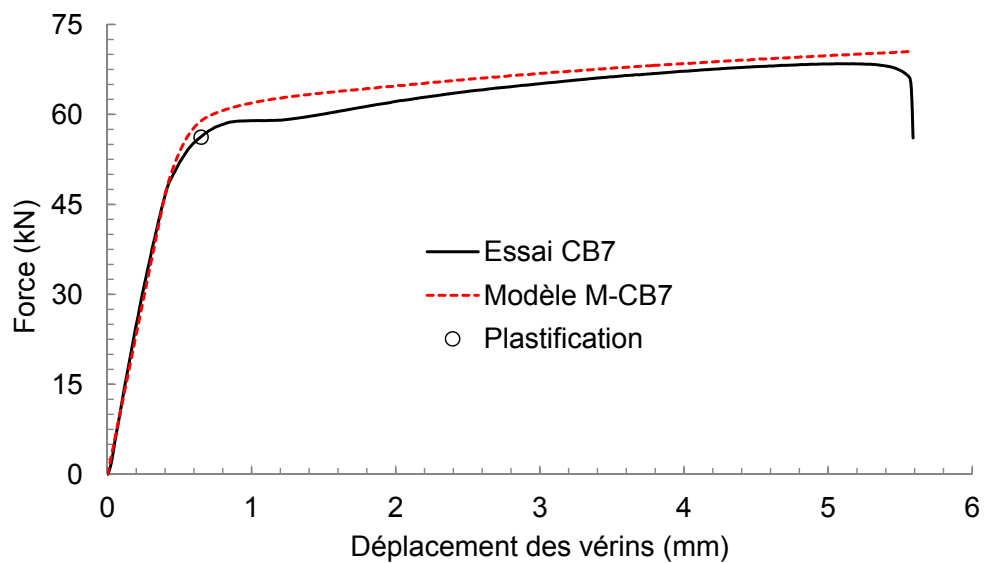
(b)

Figure A.8 Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CB6 et par le modèle M-CB6 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

A.5 Essai CB7 et modèle M-CB7

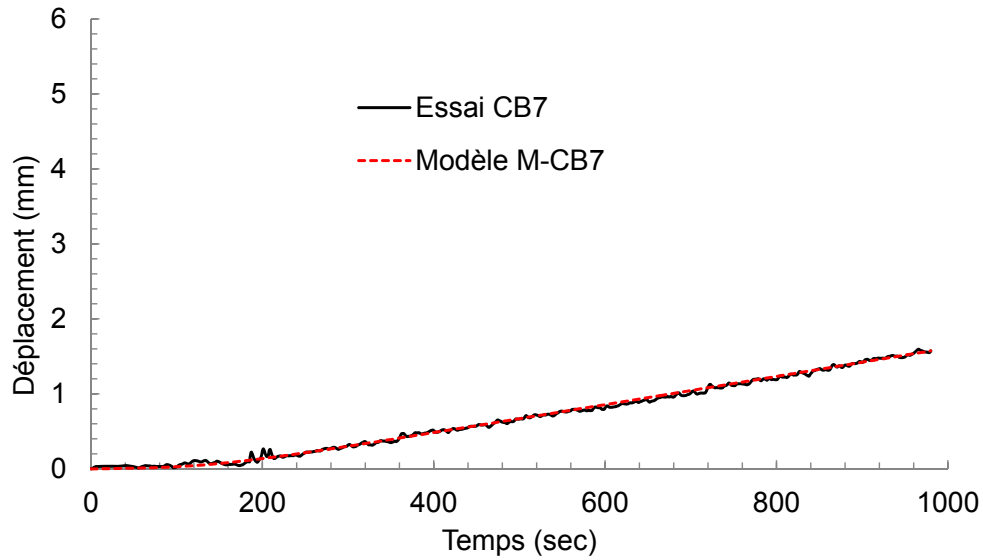


(a)

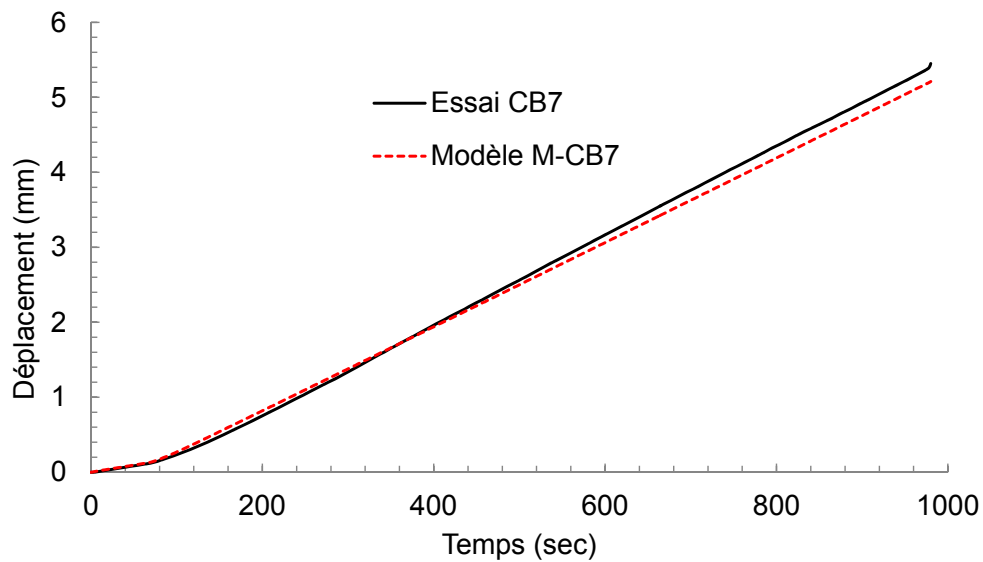


(b)

Figure A.9 Courbes de force obtenues par l'essai CB7 et par le modèle M-CB7 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale



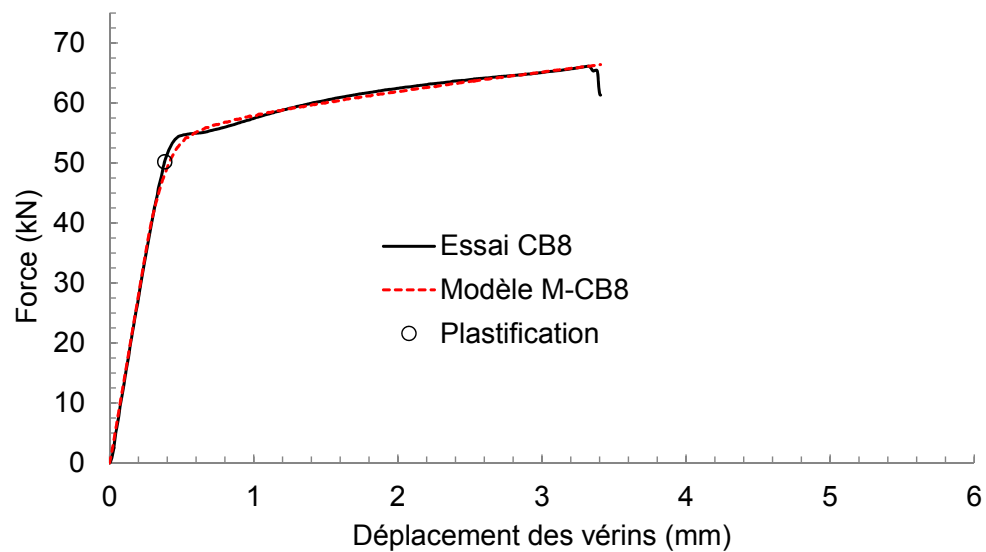
(a)



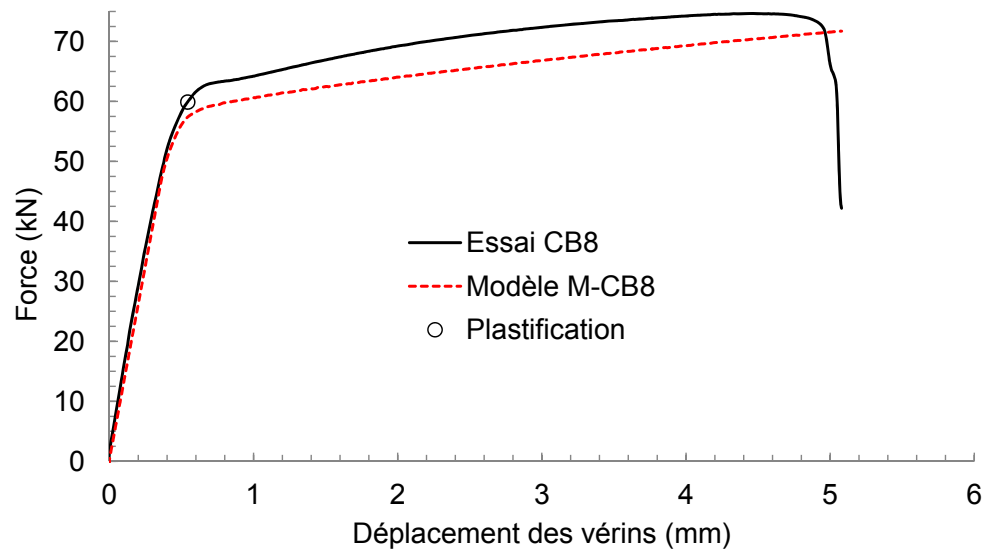
(b)

Figure A.10 Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CB7 et par le modèle M-CB7 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

A.6 Essai CB8 et modèle M-CB8

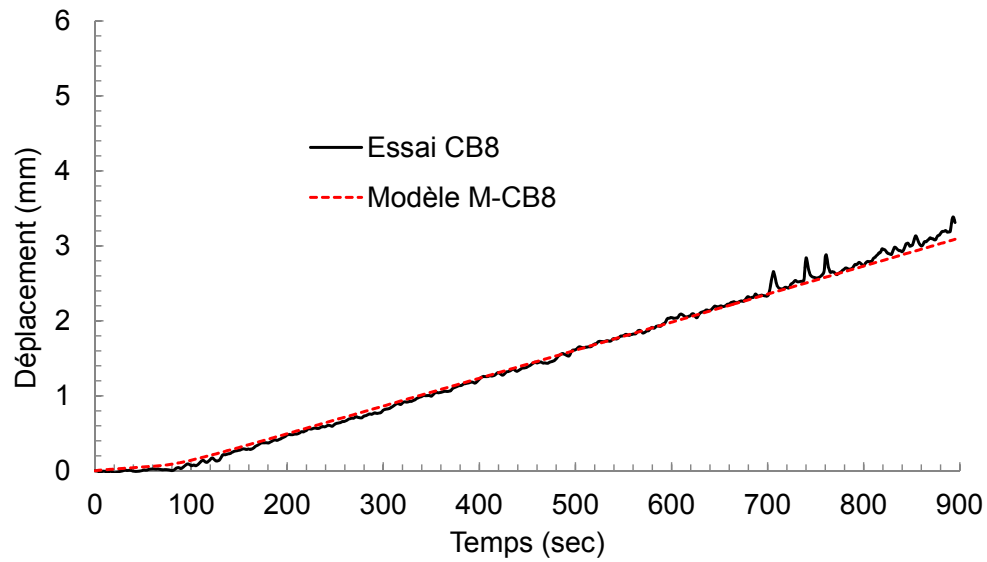


(a)

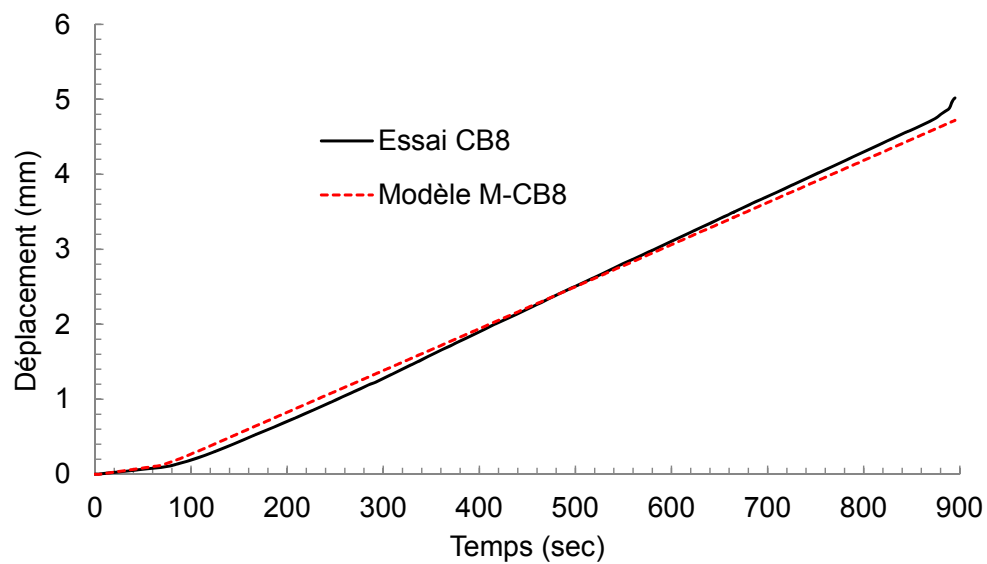


(b)

Figure A.11 Courbes de force obtenues par l'essai CB8 et par le modèle M-CB8 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale



(a)



(b)

Figure A.12 Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CB8 et par le modèle M-CB8 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

A.7 Essai CU3 et modèle M-CU3

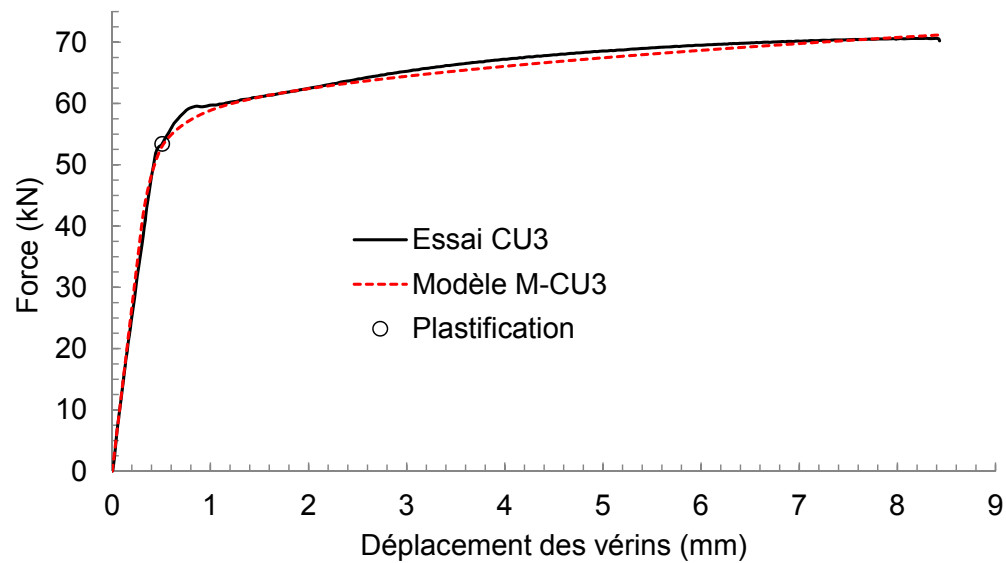


Figure A.13 Courbes de force obtenues par l'essai CU3 et par le modèle M-CU3

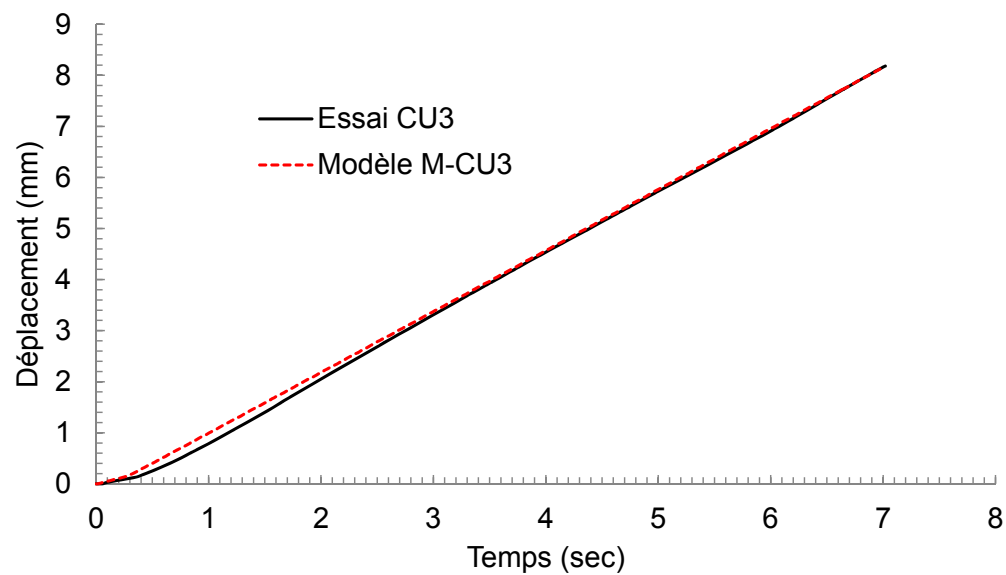


Figure A.14 Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CU3 et le modèle M-CU3 pour toute la durée de l'essai

A.8 Essai CU4 et modèle M-CU4

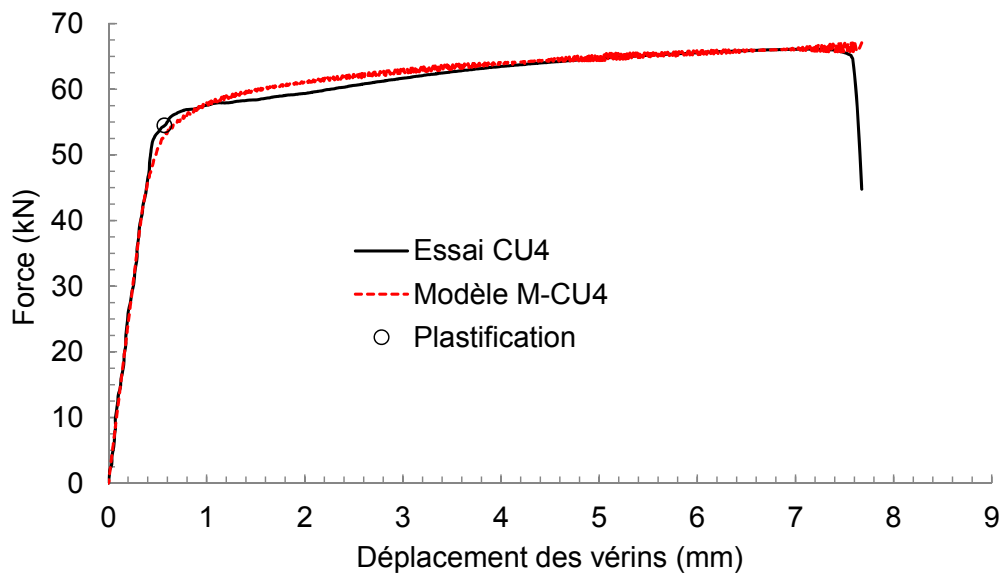


Figure A.15 Courbes de force obtenues par l'essai CU4 et par le modèle M-CU4

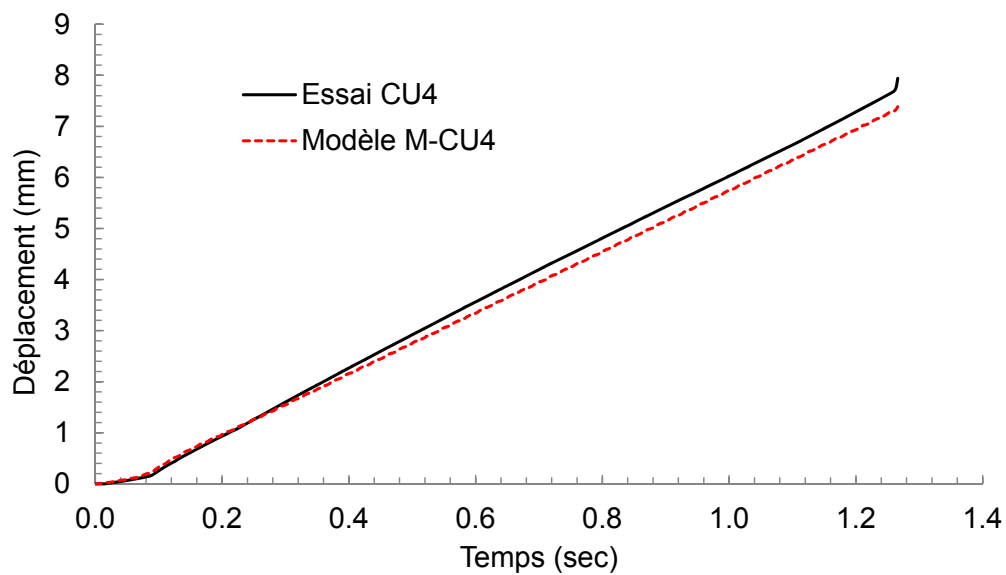


Figure A.16 Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CU4 et le modèle M-CU4 pour toute la durée de l'essai

A.9 Essai CU5 et modèle M-CU5

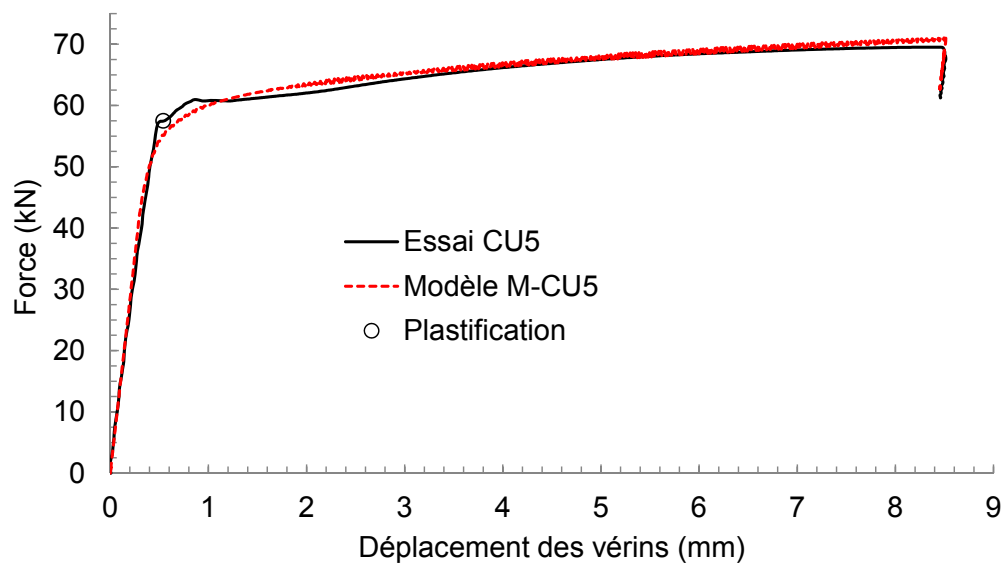


Figure A.17 Courbes de force obtenues par l'essai CU5 et par le modèle M-CU5

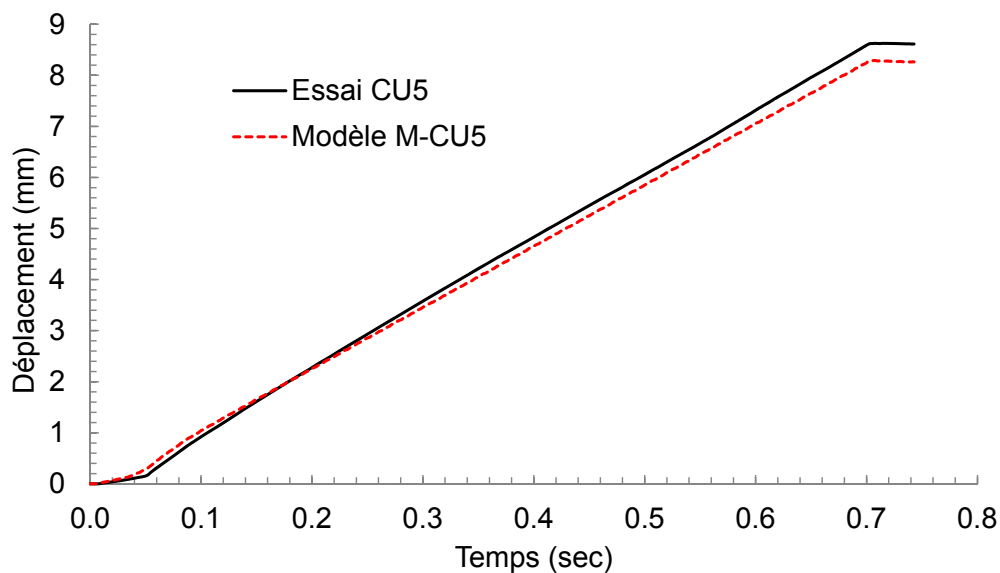


Figure A.18 Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CU5 et le modèle M-CU5 pour toute la durée de l'essai

A.10 Essai CU6 et modèle M-CU6

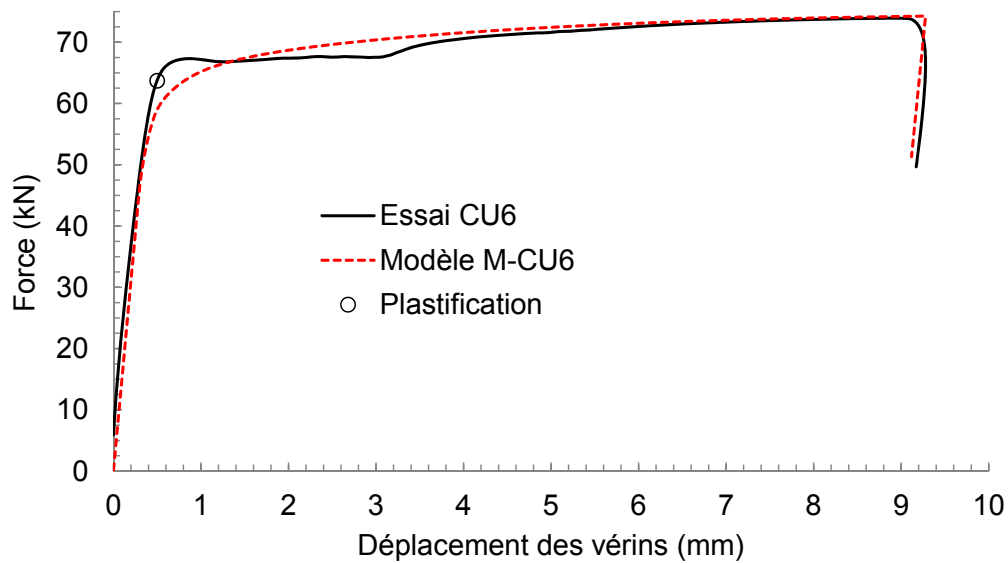


Figure A.19 Courbes de force obtenues par l'essai CU6 et par le modèle M-CU6

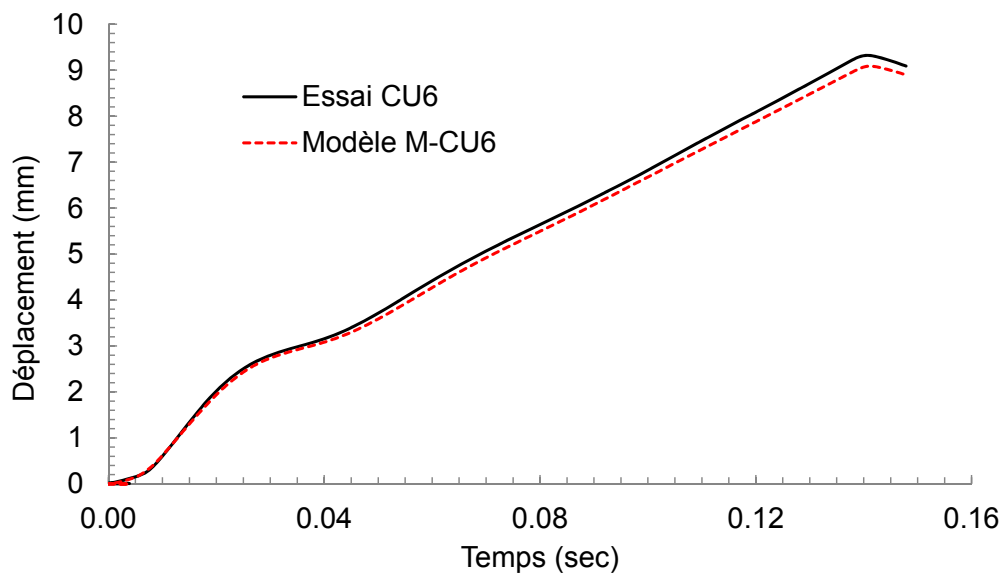
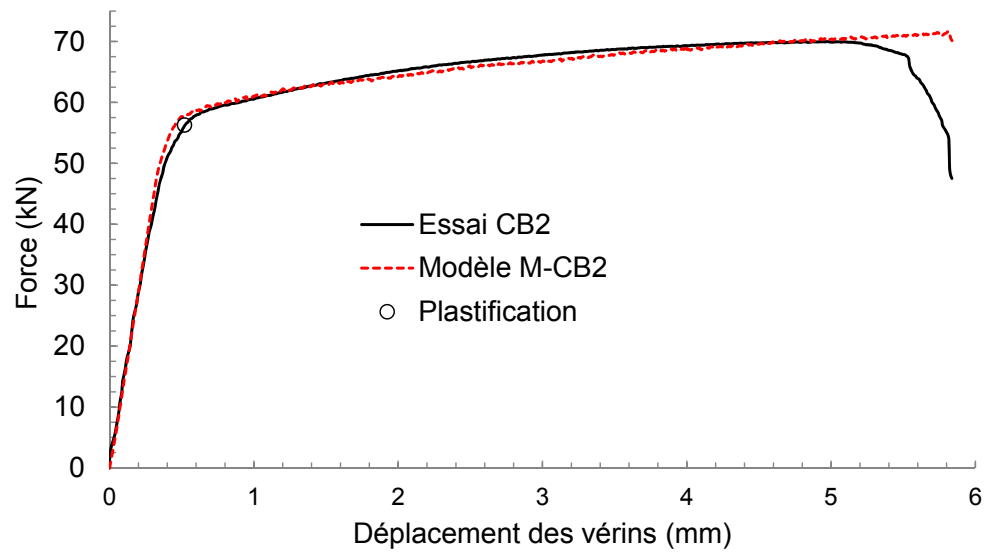
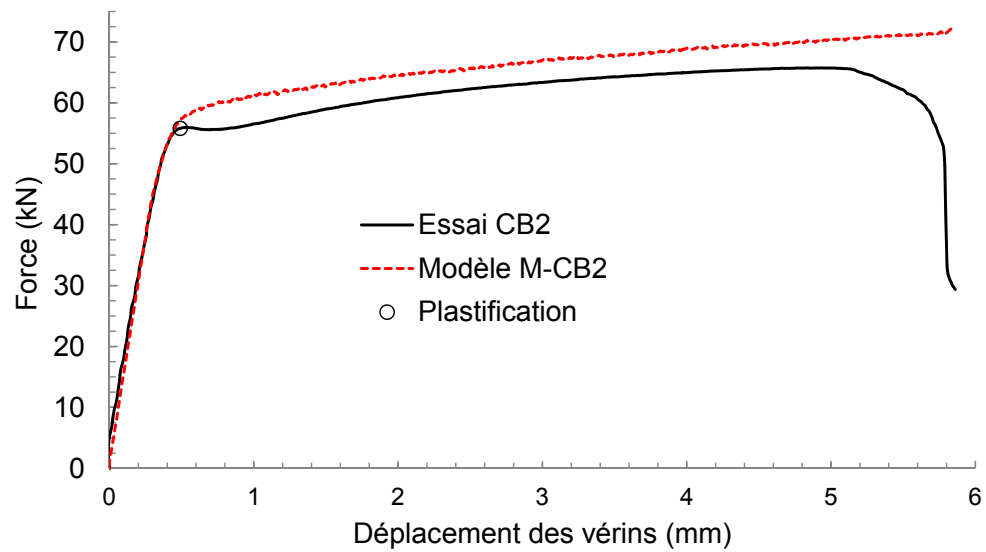


Figure A.20 Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CU6 et le modèle M-CU6 pour toute la durée de l'essai

A.11 Essai CB2 et modèle M-CB2

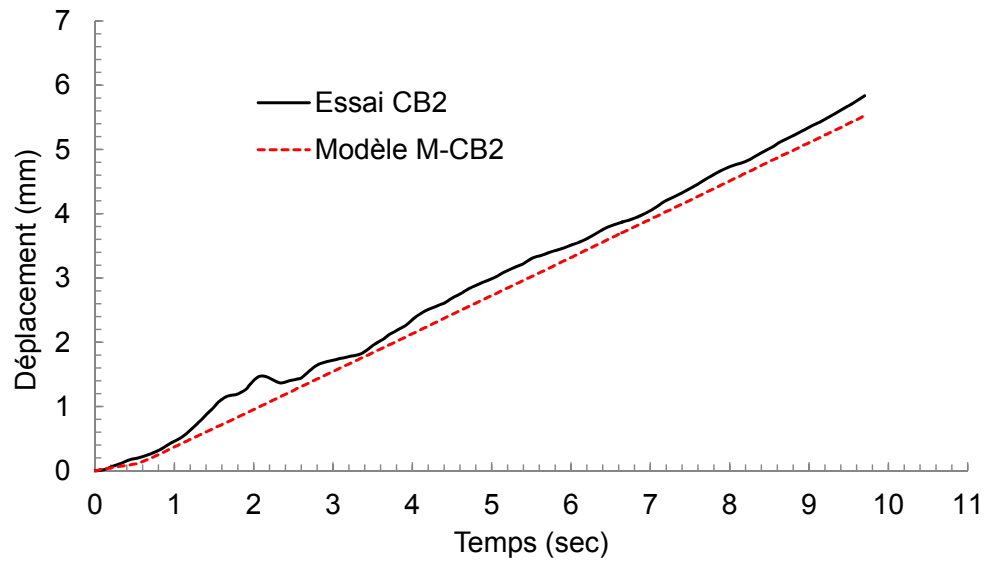


(a)

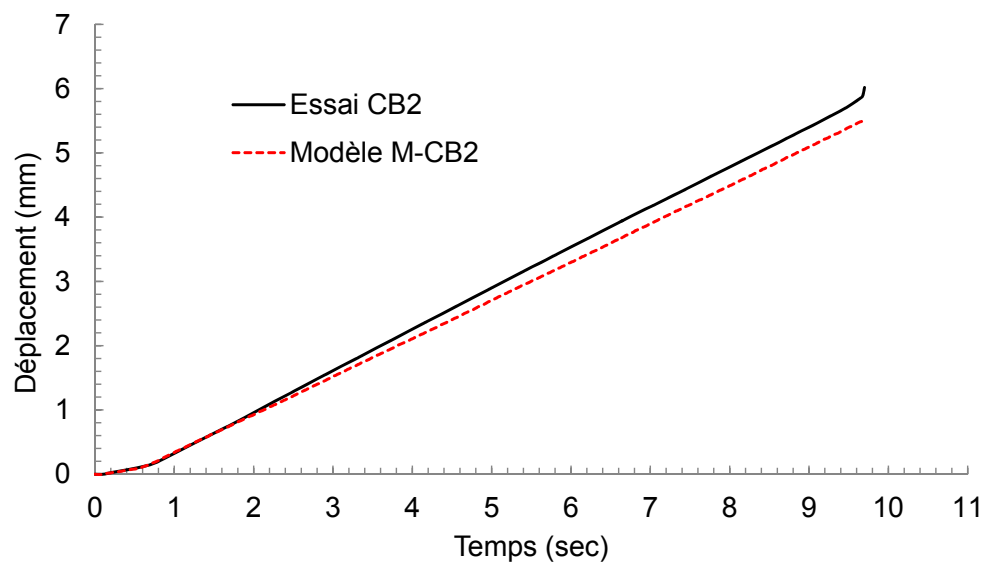


(b)

Figure A.21 Courbes de force obtenues par l'essai CB2 et par le modèle M-CB2 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale



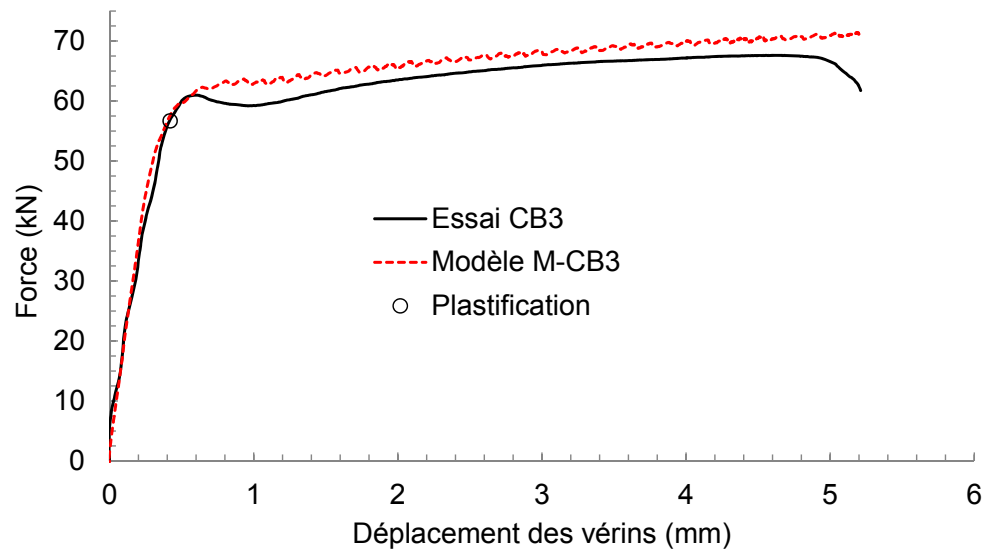
(a)



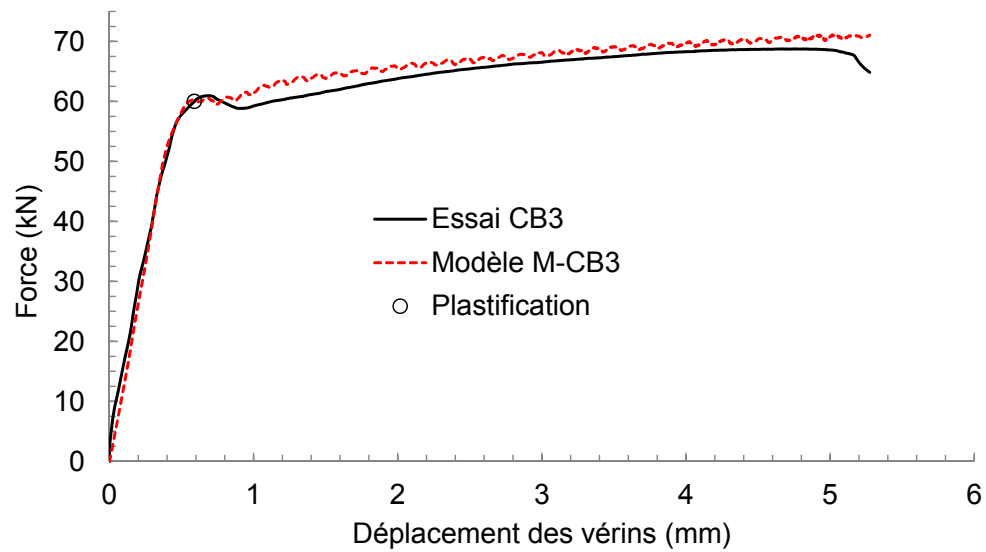
(b)

Figure A.22 Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CB2 et par le modèle M-CB2 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

A.12 Essai CB3 et modèle M-CB3

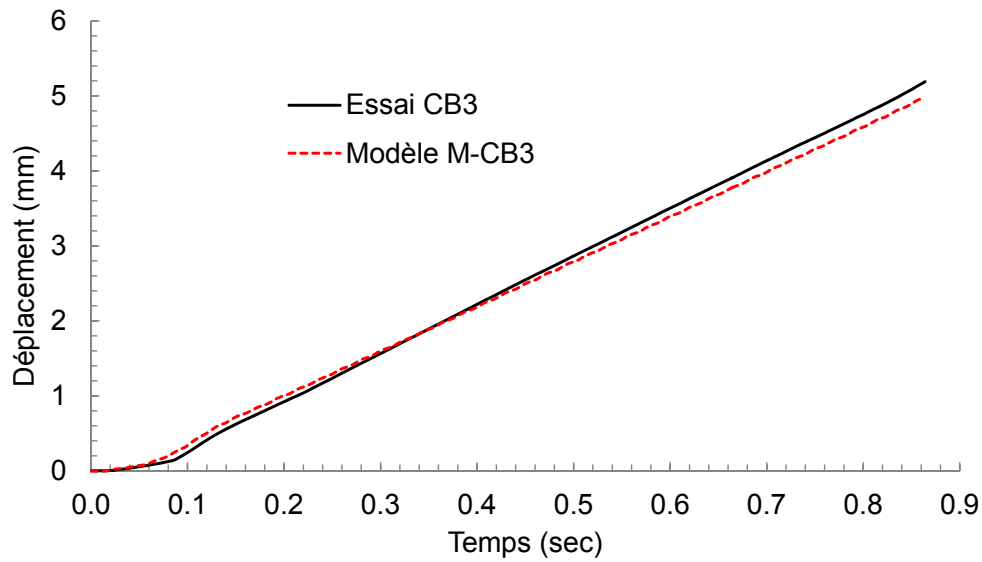


(a)

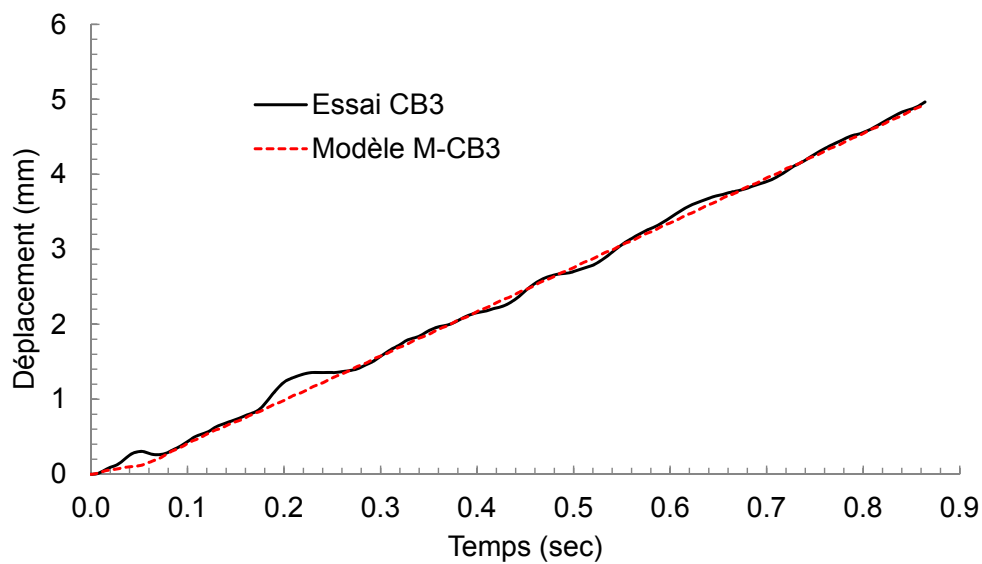


(b)

Figure A.23 Courbes de force obtenues par l'essai CB3 et par le modèle M-CB3 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale



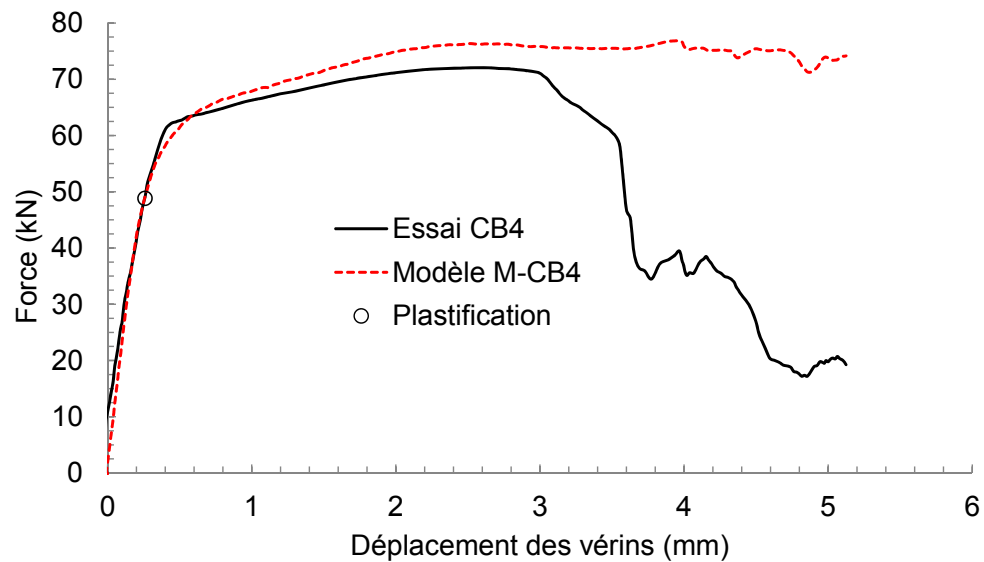
(a)



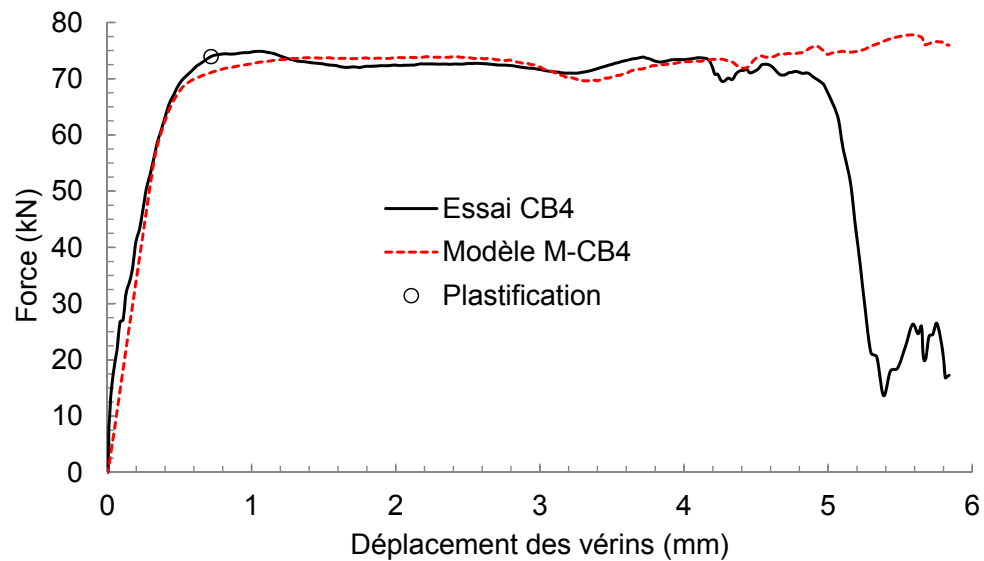
(b)

Figure A.24 Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CB3 et par le modèle M-CB3 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

A.13 Essai CB4 et modèle M-CB4

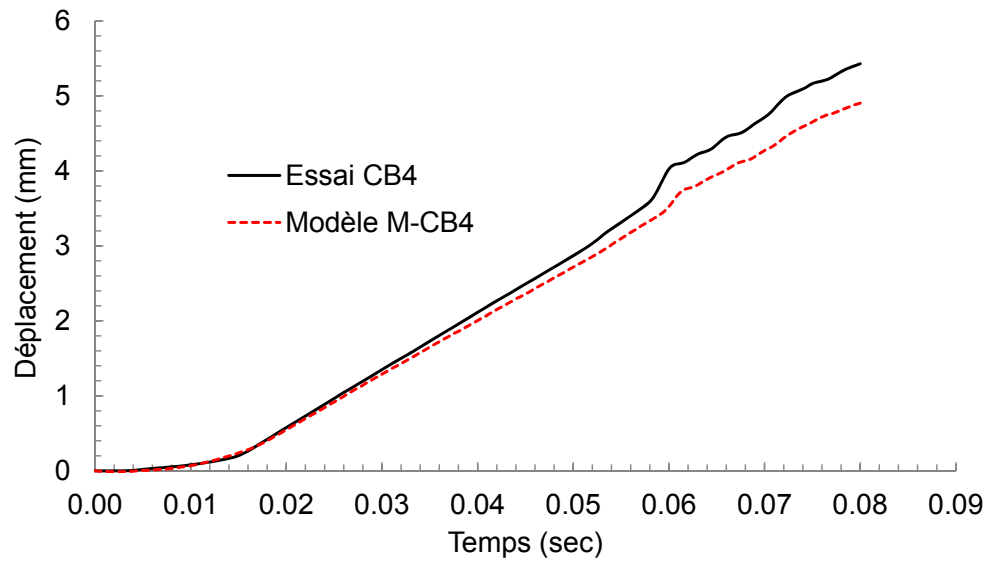


(a)

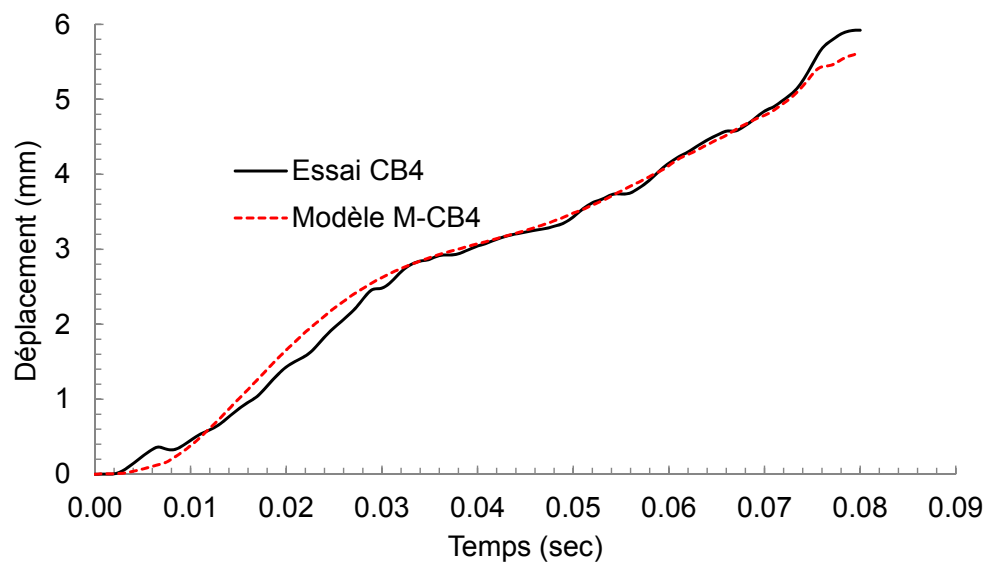


(b)

Figure A.25 Courbes de force obtenues par l'essai CB4 et par le modèle M-CB4 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale



(a)



(b)

Figure A.26 Courbes de déplacement de la partie centrale pour l'essai CB4 et par le modèle M-CB4 : (a) direction de laminage ; (b) direction transversale

LISTE DES RÉFÉRENCES

- ADINA (2013). *ADINA theory and modeling guide – Volume I : ADINA Solids & Structures*. Watertown, MA., ADINA R & D, Inc.
- AISC (2002). *Seismic provisions for structural steel buildings*. American Institute of Steel Construction.
- Armstrong, P. J. et Frederick, C. (1966). *A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect*. Central Electricity Generating Board and Berkeley Nuclear Laboratories, Research & Development Department, CEBG Report RD/B/N731.
- Bathe, K.-J. (1996). *Finite element procedures*. Englewood Cliffs, N.J. : Prentice Hall.
- Bathe, K.-J. et Montáns, F. J. (2004). On modeling mixed hardening in computational plasticity. *Computers & structures*, volume 82, numéro 6, p. 535–539.
- Bhowmick, A. K., Driver, R. G. et Grondin, G. Y. (2009). Seismic analysis of steel plate shear walls considering strain rate and P–delta effects. *Journal of Constructional Steel Research*, volume 65, numéro 5, p. 1149–1159.
- Bower, A. F. (2009). *Applied mechanics of solids*. CRC press.
- CAN/CSA-S16 (2014). *Règles de calcul des charpentes en acier*. Association canadienne de normalisation, Mississauga, Ontario, Canada.
- Cenerini, R., Curioni, S. et Grossetie, J.-C. (1983). A preliminary numerical stress analysis of a dynamic biaxial testing machine. Dans *Transactions of the International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology*, Chicago, USA.
- Chang, K. et Lee, G. (1987). Strain rate effect on structural steel under cyclic loading. *Journal of Engineering Mechanics*, volume 113, numéro 9, p. 1292–1301.
- Dassault Systèmes (2010). *SolidWorks 2010 x64 Edition*. <http://www.solidworks.com>.
- Davis, E. (1938). The effect of the speed of stretching and the rate of loading on the yielding of mild steel. *Journal of Applied Mechanics*., volume 5, p. A137–A140.
- Demmerle, S. et Boehler, J. P. (1993). Optimal design of biaxial tensile cruciform specimens. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, volume 41, numéro 1, p. 143–181.
- Dowrick, D. (2009). *Earthquake resistant design and risk reduction*, seconde édition. John Wiley & Sons, 343-366 p.
- Drysdale, W. H. et Zak, A. R. (1985). A theory for rate-dependent plasticity. Dans *Symposium on Advances and Trends in Structures and Dynamics*, US Army Ballistic Res. Lab., Aberdeen Proving Ground, MD, USA. volume 20. p. 259–264.
- Ferron, G. et Makinde, A. (1988). Design and development of a biaxial strength testing device. *Journal of Testing and Evaluation*, volume 16, numéro 3, p. 253–256.

- Filiatrault, A. et Holleran, M. (2001). Stress-strain behavior of reinforcing steel and concrete under seismic strain rates and low temperatures. *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, volume 34, numéro 238, p. 235–239.
- Gioncu, V. (1995). Local and global ductility interaction in seismic design of MR frames in steel structures. Dans *EUROSTEEL'95*, Ed. A. Kounadis, Rotterdam : Balkema. Athens, 18-20 May 1995.
- Gioncu, V. (2000a). Framed structures. ductility and seismic response : General report. *Journal of Constructional Steel Research*, volume 55, numéro 1–3, p. 125–154.
- Gioncu, V. (2000b). Influence of strain-rate on the behaviour of steel members. Dans *Proceedings of the Third International Conference (STESSA)*., Montréal, Canada. p. 19–26.
- Gleize, J. (2013). *Étude de la réponse globale des cadres à contreventement excentrique à liens longs aux charges sismiques*. Mémoire de maîtrise, École polytechnique de Montréal, Montréal, Canada.
- Gozzi, J. (2004). *Plastic behavior of steel : Experimental investigation and modeling*. Licentiate thesis, Lulea University of technology, Lulea, Sweden.
- Green, D. E. (1989). *Mise en place d'un dispositif expérimental de fatigue multiaxiale : application à la comparaison du comportement d'échantillons métalliques cruciformes et tubulaires*. Mémoire de maîtrise, Université de Sherbrooke, Québec, Canada.
- Green, D. E. (1996). *Étude expérimentale et numérique du comportement biaxial des tôles minces*. Thèse de doctorat, Université de Sherbrooke, Québec, Canada.
- Green, D. E., Neale, K. W., MacEwen, S. R., Makinde, A. et Perrin, R. (2004). Experimental investigation of the biaxial behaviour of an aluminum sheet. *International Journal of Plasticity*, volume 20, numéro 8-9, p. 1677–1706.
- Hannon, A. et Tiernan, P. (2008). A review of planar biaxial tensile test systems for sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology*, volume 198, numéro 1-3, p. 1–13.
- Kaneko, H. (1997). Influence of strain-rate on yield ratio. Dans *Kobe earthquake damage to steel moment connections and suggested improvement*, JSSC technical report no. 39.
- Kassar, M. et Yu, W. (1992). Effect of strain rate on material properties of sheet steels. *Journal of Structural Engineering*, volume 118, numéro 11, p. 3136–3150.
- Koboevic, S., Rozon, J. et Tremblay, R. (2012). Seismic performance of low-to-moderate height eccentrically braced steel frames designed for north american seismic conditions. *Journal of Structural Engineering*, volume 138, numéro 12, p. 1465–1476.
- Krawinkler, H. (1992). *Guidelines for cyclic seismic testing of components of steel structures*, volume 24. Applied Technology Council, Redwood City, CA, USA.
- Kreißig, R. et Schindler, J. (1986). Some experimental results on yield condition in plane stress state. *Acta mechanica*, volume 65, numéro 1-4, p. 169–179.

- Kuwabara, T., Ikeda, S. et Kuroda, K. (1998). Measurement and analysis of differential work hardening in cold-rolled steel sheet under biaxial tension. *Journal of Materials Processing Technology*, volume 80-81, p. 517–523.
- Lamarche, C.-P. et Tremblay, R. (2011). Seismically induced cyclic buckling of steel columns including residual-stress and strain-rate effects. *Journal of Constructional Steel Research*, volume 67, numéro 9, p. 1401–1410.
- Lecompte, D., Smits, A., Sol, H., Vantomme, J. et Hemelrijck, D. V. (2007). Mixed numerical-experimental technique for orthotropic parameter identification using biaxial tensile tests on cruciform specimens. *International Journal of Solids and Structures*, volume 44, numéro 5, p. 1643–56.
- Lefebvre, D., Chebl, C., Thibodeau, L. et Khazzari, E. (1983). A high-strain biaxial-testing rig for thin-walled tubes under axial load and pressure. *Experimental Mechanics*, volume 23, numéro 4, p. 384–93.
- Leroy, Y. (1984). *Modélisation de l'écrouissage de l'acier A156-Grade 70 sous charges cycliques*. Mémoire de maîtrise, Université de Sherbrooke, Québec, Canada.
- Liu, A., Allison, J., Dittmer, D. et Yamane, J. (1979). Effect of biaxial stresses on crack growth. Dans *Fracture Mechanics : Proceedings of the Eleventh National Symposium on Fracture Mechanics : Part I*, ASTM International.
- Liu, J., Sabelli, R., Brockenbrough, R. L. et Fraser, T. P. (2007). Expected yield stress and tensile strength ratios for determination of expected member capacity in the 2005 AISC seismic provisions. *Engineering Journal*, volume 44, numéro 1, p. 15–25.
- LS-DYNA Support (2005). *The equations for isotropic von Mises plasticity*. <http://www.dynasupport.com/tutorial/computational-plasticity/the-equations-for-isotropic-von-mises-plasticity> (page consultée le 1er décembre 2016).
- Ludwik, P. (1909). *Elemente der technologischen Mechanik*. J. Springer, Berlin.
- Makinde, A. (1986). *Mise au point d'un dispositif original de traction biaxiale. Applications à l'étude expérimentale de l'écrouissage des métaux sous différents chemins de déformation*. Thèse de doctorat, Université de Poitiers, France.
- Makinde, A., Thibodeau, L. et Neale, K. W. (1992). Development of an apparatus for biaxial testing using cruciform specimens. *Experimental Mechanics*, volume 32, numéro 2, p. 138–44.
- Manjoine, M. J. (1944). Influence of rate of strain and temperature on yield stress of mild steel. *Journal of Applied Mechanics*, volume 11, p. A211–A218.
- Mastrandrea, L. et Piluso, V. (2009). Plastic design of eccentrically braced frames, I : Moment–shear interaction. *Journal of Constructional Steel Research*, volume 65, numéro 5, p. 1007 – 1014.

- Merklein, M., Hußnätter, W. et Geiger, M. (2008). Characterization of yielding behavior of sheet metal under biaxial stress condition at elevated temperatures. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, volume 57, numéro 1, p. 269–274.
- Müller, W. et Pöhlndt, K. (1996). New experiments for determining yield loci of sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology*, volume 60, numéro 1–4, p. 643 – 648.
- Naka, T., Uemori, T., Hino, R., Kohzu, M., Higashi, K. et Yoshida, F. (2008). Effects of strain rate, temperature and sheet thickness on yield locus of AZ31 magnesium alloy sheet. *Journal of Materials Processing Technology*, volume 201, numéro 1-3, p. 395–400.
- Nakashima, M. (1988). Summary report : special theme session on experimental methods for structures.(Part 2 : scale effects in modeling structures.). Dans *Proc. 9th World Conf. on Earthquake Engineering*. volume 8. p. 927–932.
- Nakashima, M., Suita, K., Morisako, K. et Maruoka, Y. (1998). Tests of welded beam-column subassemblies. I : Global behavior. *Journal of Structural Engineering*, volume 124, numéro 11, p. 1236–1244.
- Ohtake, Y., Rokugawa, S. et Masumoto, H. (1999). Geometry determination of cruciform-type specimen and biaxial tensile test of C/C composites. Dans (*HT-CMC 3*), Japan Ultra-High Temp. Mater. Res. Inst., Ube, Japan. High Temperature Ceramic Matrix Composites III. 3rd International Conference, volume 164-165. Trans Tech Publications, Switzerland, p. 151–4.
- Okazaki, T., Arce, G., Ryu, H.-C. et Engelhardt, M. D. (2005). Experimental study of local buckling, overstrength, and fracture of links in eccentrically braced frames. *Journal of Structural Engineering*, volume 131, numéro 10, p. 1526–1535.
- Okazaki, T. et Engelhardt, M. D. (2007). Cyclic loading behavior of EBF links constructed of ASTM A992 steel. *Journal of Constructional Steel Research*, volume 63, numéro 6, p. 751–765.
- Pan, C.-L., Wu, S. et Yu, W.-W. (2001). Strain rate and aging effect on the mechanical properties of sheet steels. *Thin-Walled Structures*, volume 39, numéro 5, p. 429–444.
- Paul, S. K., Raj, A., Biswas, P., Manikandan, G. et Verma, R. (2014). Tensile flow behavior of ultra low carbon, low carbon and micro alloyed steel sheets for auto application under low to intermediate strain rate. *Materials & Design*, volume 57, p. 211–217.
- Phillips, A. (1979). *Plasticity in Structural Engineering : Fundamentals and Applications*. Springer, 187–272 p.
- Popov, E. P. et Engelhardt, M. D. (1988). Seismic eccentrically braced frames. *Journal of Constructional Steel Research*, volume 10, p. 321 – 354.
- Prager, W. (1956). A new method of analyzing stresses and strains in work-hardening plastic solids. *Journal of Applied Mechanics*, volume 23, p. 493–496.

- Rao, N. N., Tall, L. et Lohrmann, M. (1966). Effect of strain rate on yield stress of structural steels. *Journal of Materials*, volume 1, numéro 1, p. 241–262.
- Schmidt, B. J. et Bartlett, F. M. (2002). Review of resistance factor for steel : Data collection. *Canadian Journal of Civil Engineering*, volume 29, numéro 1, p. 98–108.
- Shimada, H., Shimizu, K., Obata, M., Chikugo, K. et Chiba, M. (1976). A new biaxial testing machine for the flat specimen and a fundamental study on the shape of specimen. *Technol. Rep. Tohoku Univ.*, volume 41, numéro 2, p. 351–369.
- Soroushian, P. et Choi, K.-B. (1987). Steel mechanical properties at different strain rates. *Journal of structural engineering*, volume 113, numéro 4, p. 663–672.
- Suita, K., Nakashima, M. et Morisako, K. (1998). Tests of welded beam-column subassemblies. II : Detailed behavior. *Journal of Structural Engineering*, volume 124, numéro 11, p. 1245–1252.
- Teaca, M. (2009). *Caractérisation expérimentale et modélisation de la déformation plastique des tôles métalliques*. Thèse de doctorat, Université Paul Verlaines, Metz, France.
- Tremblay, R., Bruneau, M., Drive, R., Metten, A., Montgomery, C. J. et Rogers, C. A. (2010). Seismic design of steel structures in accordance with CSA-S16-09. Dans *9th US National and 10th Canadian Conference on Earthquake Engineering 2010*. volume 5. Earthquake Engineering Research Institute, Toronto, ON, Canada, p. 3425–3437.
- Tresca, H. (1864). Sur l'écoulement des corps solides soumis à de fortes pression. *Comptes Rendus Academie des Sciences*, p. 754.
- Uang, C. et Bondad, D. (1996). Dynamic testing of full-scale steel moment connections. Dans *Proceedings of the 11th World Conference on Earthquake Engineering, Acapulco, Mexico*.
- Vial, C., Hosford, W. F. et Caddell, R. M. (1983). Yield loci of anisotropic sheet metals. *International journal of mechanical sciences*, volume 25, numéro 12, p. 899–915.
- Von Mises, R. (1913). Göttinger nachrichten. *Math-Phys Klasse*, p. 582.
- Wakabayashi, M., Nakamura, T., Iwai, S. et Hayashi, Y. (1984). Effects of strain-rate on the behaviour of structural members. Dans *Proceedings of the 8th World Conference on Earthquake Engineering*.
- Wakabayashi, M., Nakamura, T., Yoshida, N., Iwai, S. et Watanabe, Y. (1980). Dynamic loading effects on the structural performance of concrete and steel materials and beams. Dans *Proceedings of the 7th World Conference on Earthquake Engineering*. volume 6. Turk Natl Comm on Earthquake Eng, Ankara, Istanbul, Turk, p. 271–278.
- Wallace, B. J. et Krawinkler, H. (1989). Small-scale model tests of structural steel assemblies. *Journal of structural engineering New York, N.Y.*, volume 115, numéro 8, p. 1999–2015.

- Wright, R. N. et Hall, W. J. (1964). Loading rate effects in structural steel design. *American Society of Civil Engineers Proceedings, Journal of the Structural Division*, volume 90, p. 11–37.
- Xia, Z. et Ellyin, F. (1997). Constitutive modeling for elastoplastic materials under non-proportional cyclic loading. Dans *5th International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, Cracow, Poland. p. 207–221.
- Yu, Y., Wan, M., Wu, X.-D. et Zhou, X.-B. (2002). Design of a cruciform biaxial tensile specimen for limit strain analysis by FEM. *Journal of Materials Processing Technology*, volume 123, numéro 1, p. 67–70.
- Ziegler, H. (1959). A modification of prager’s hardening rule. *Quarterly of Applied Mathematics*, volume 17, p. 55–65.

